



THÈSE

En vue de l'obtention du DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par :

Institut National Polytechnique de Toulouse (INP Toulouse)

Discipline ou spécialité :

Dynamique des Fluides

Présentée et soutenue par :

Aurélien Davailles

le : lundi 21 novembre 2011

Titre :

Effet de la concentration en solide sur les performances de séparation d'un hydrocyclone (simulations numériques et expériences de références)

Ecole doctorale :

Mécanique, Energétique, Génie civil et Procédés (MEGeP)

Unité de recherche :

Institut de Mécanique des Fluides de Toulouse (IMFT)

Directeur(s) de Thèse :

Eric Climent (IMFT - INP Toulouse)

Florent Bourgeois (LGC - INP Toulouse)

Rapporteurs :

Claude Bazin (GMN - Université Laval, Québec)

Caroline Gentric (GEPEA - IUT Saint-Nazaire)

Autre(s) membre(s) du jury

Alain Liné (GPE - INSA Toulouse)

Catherine Leroi (PERL - TOTAL Petrochemical)

Charles Yacono (Direction Scientifique, TOTAL S.A)

« Pour bien faire, mille jours ne sont pas suffisants, pour faire mal, un jour suffit amplement. »

— Proverbe chinois

1146 jours soit 3 ans, 1 mois et 20 jours, se sont ainsi écoulés entre le début et la fin de ces travaux de recherche. Ce n'est peut être pas encore assez pour une thèse parfaite mais c'était suffisamment long pour mal faire, et même plusieurs fois ! Je tiens ainsi à remercier particulièrement mes deux directeurs de thèse, Eric Climent de l'IMFT et Florent Bourgeois du LGC, pour leur encadrement d'une rare précision, leurs conseils toujours très justes et pour leur soutien tant scientifique qu'humain pendant ma thèse. Même s'ils disent que leur rôle était justement de veiller à ce que tout se passe bien, je peux aujourd'hui certifier qu'ils le font avec beaucoup de justesse et dans une ambiance très cordiale.

J'ai aussi eu la chance d'être très bien encadré par la composante industrielle de ma thèse assurée par Catherine Leroi et Charles Yacono du Groupe TOTAL. Les réunions semestrielles, auxquelles participait Pascal Ginesty de l'IFTS, qui ont jalonné cette étude m'ont permis de maintenir un cap précis et d'avoir des objectifs à court-terme en présentant de nouveaux résultats régulièrement.

Cela m'amène à remercier l'ensemble des membres de mon jury de soutenance, Alain Liné pour avoir accepté de présider ce jury ainsi que Caroline Gentric et Claude Bazin pour l'examen attentif de mon manuscrit.

Avant de développer un peu plus mes remerciements, je tiens à m'excuser par avance auprès de ceux qui s'estimeront oubliés... Mon style d'écriture étant (très) synthétique, mon manuscrit et les remerciements associés le sont aussi !

Je tiens à évoquer les groupes GIMD au LGC et PSC à l'IMFT qui m'ont chaleureusement accueilli et à l'ensemble des équipes techniques qui m'ont aidées, que ce soit au LGC pour monter, faire fonctionner la manip' et analyser les échantillons, ou à l'IMFT pour la mise en place et le développement des ressources informatiques.

Un grand merci également à l'ensemble des personnes que j'ai côtoyé pendant cette thèse (du coup, je pense que je n'oublie personne...) et plus

particulièrement à ceux qui m'ont accompagnés tous les midis, au LGC ou à l'IMFT.

Plus personnellement, je remercie ma famille et ma belle-famille pour leur soutien avant et pendant mes travaux de thèse. Enfin, merci de tout mon cœur à Bérengère, ma femme, pour m'avoir aidé et supporté jusqu'au bout du manuscrit et de la soutenance...

Table des matières

Nomenclature	ix
1 Contexte Industriel	1
1 Les sables bitumineux, une ressource non conventionnelle . . .	3
2 Exploitation des sables bitumineux	5
2.1 Extraction In-situ	5
2.2 Extraction Ex-situ	6
2.3 La valorisation du bitume	7
2.4 Joslyn North Mine Project	7
3 Démarche scientifique	9
4 Références	10
2 Etat des connaissances existantes	11
1 Séparation centrifuge et hydrocyclone	13
1.1 Séparation centrifuge : principe	13
1.2 Hydrocyclone : présentation	15
1.2.1 Ecoulement dans un hydrocyclone	15
1.2.2 Caractérisation de la séparation	18
1.2.3 Influence de certains paramètres sur les perfor- mances de séparation	20
1.2.4 Géométries particulières	20
2 Modèles empiriques	21
2.1 Bradley : Hypothèse d'équilibre	22
2.2 Modèles par régression	22
2.2.1 Modèle de Lynch et Rao	22
2.2.2 Modèle de Plitt	23
2.2.3 Modèle de Nageswararao	25
2.3 Commentaires sur les modèles empiriques	25

3	Etat de l'art	26
3.1	Etude de l'écoulement	26
3.1.1	Etudes expérimentales	26
3.1.2	Etudes numériques	26
3.2	Etudes de la géométrie	28
3.3	Décharge et Cœur gazeux	29
3.4	Conditions concentrées	30
4	Conclusion	32
5	Références	33
3	Expériences	37
1	Banc expérimental	39
1.1	Hydrocyclone	39
1.2	Présentation du banc complet	41
1.3	Silice	43
2	Prélèvements et mesures	43
2.1	Débitmètre	43
2.1.1	Monophasique : Mesure du débit d'eau	44
2.1.2	Diphasique : Mesure du débit en présence de silice	45
2.2	Echantillonnage	47
2.3	Granulomètre	47
2.3.1	Principe	47
2.3.2	Méthodologie	48
2.4	Réconciliation des données	49
3	Résultats	52
3.1	Décharge en parapluie : régime dilué	53
3.1.1	Influence du débit	53
3.1.2	Influence de la concentration	56
3.1.3	Synthèse des résultats pour les faibles concentration en solide	59
3.2	Entrée fortement chargée en particules	60
3.2.1	Influence de la concentration	60
3.2.2	Influence du diamètre de la sousverse	64
3.2.3	Influence de la longueur du corps cylindrique	67
4	Conclusion	69
5	Références	71
4	Numerical modelling and validation under dilute conditions	73
1	Fluid-particles flows modelling	75
1.1	Continuous phase modelling	76
1.1.1	Mass balance equation	76
1.1.2	Momentum balance equation	76

1.1.3	Turbulence modelling for the fluid phase	77
1.2	Particulate phase modelling	80
1.2.1	Average operator	81
1.2.2	Mass balance equation	82
1.2.3	Momentum balance equation	82
1.2.4	Particles agitation	82
1.2.5	Fluid-particles covariance	83
1.3	Simulation environment	84
2	Model validation against published data	84
2.1	Hsieh's contribution	85
2.2	Computational domain	87
2.2.1	Real air-core	87
2.2.2	Air-core modelling by a vertical tube	88
2.3	Liquid and solids properties	89
2.4	Details about numerical parameters	89
2.5	Validation of turbulence model & air-core modelling	90
2.5.1	Water split	90
2.5.2	Velocity profiles	92
2.6	Sensibility to geometrical parameters	95
2.6.1	Air-core: Sensibility to the tube diameter	95
2.6.2	Sensitivity to the inlet geometry	97
2.7	Two-phase flow simulations	100
3	Validation on 100mm diameter hydrocyclone	101
3.1	Computational domain	101
3.2	Detailed analysis of simulation results	103
3.3	Water split	103
3.4	Tangential Velocity	104
3.5	Partition curve	107
4	References	108

5 Confrontation simulations/expériences en régime concentré 111

1	Modèle physiques et simulation	113
1.1	Evolution du code de simulation	113
1.1.1	Interactions entre particules de différentes tailles	113
1.1.2	Pression frictionnelle	115
1.2	Domaine de simulation et paramètres	116
2	Résultats	117
2.1	Influence de la concentration	117
2.2	Influence de la géométrie	126
2.2.1	Diamètre de sousverse	126
2.2.2	Ajout d'une rehausse dans le corps cylindrique	130
3	Conclusions	133
4	Références	135

6 Synthèse & Perspectives	137
1 Synthèse	139
2 Perspectives et valorisation de ce travail	142
2.1 Simulation numérique et modèles empiriques	142
2.2 Simulation d'un hydrocyclone dans un contexte industriel	142
3 Références	145
Table des figures	147
Liste des tableaux	151
<i>Annexes</i>	153
A Granulométrie : 1 Rehausse	155
1 Concentration 10wt%, $D_u = 18mm$	156
2 Concentration 15wt%, $D_u = 18mm$	158
3 Concentration 20wt%, $D_u = 18mm$	160
4 Concentration 25wt%, $D_u = 18mm$	162
5 Concentration 30wt%, $D_u = 18mm$	164
6 Concentration 35wt%, $D_u = 18mm$	166
7 Concentration 40wt%, $D_u = 18mm$	168
8 Concentration 45wt%, $D_u = 18mm$	170
9 Concentration 50wt%, $D_u = 18mm$	172
B Granulométrie : 2 Rehausse	175
1 Concentration 1wt%, $D_u = 18mm$	176
2 Concentration 5wt%, $D_u = 18mm$	178
3 Concentration 10wt%, $D_u = 18mm$	180
4 Concentration 10wt%, $D_u = 6mm$	182
5 Concentration 20wt%, $D_u = 18mm$	184
6 Concentration 20wt%, $D_u = 6mm$	186
7 Concentration 30wt%, $D_u = 18mm$	188
8 Concentration 30wt%, $D_u = 6mm$	190
9 Concentration 40wt%, $D_u = 18mm$	192
10 Concentration 40wt%, $D_u = 6mm$	194
11 Concentration 50wt%, $D_u = 18mm$	196

Nomenclature

Données générales

F_g	Force de gravité	N
F_c	Force centrifuge	N
r	Distance du centre de rotation au centre de gravité de la particule	m
ω	Vitesse de rotation de la particule	$rad \cdot s^{-1}$
m_p	Masse d'une particule	kg
ρ_p/ρ_s	Masse volumique de la particule/ du solide	$kg \cdot m^{-3}$
ρ_f	Masse volumique du fluide	$kg \cdot m^{-3}$
ρ_{pulpe}	Masse volumique de la pulpe à l'alimentation	$kg \cdot m^{-3}$
μ_f	Viscosité dynamique du fluide	$kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}$
ν_f	Viscosité cinématique du fluide	$m^2 \cdot s^{-1}$
d_p	Diamètre de la particule	m
g	Gravité	$m \cdot s^{-2}$
α_f	Fraction volumique du fluide	(-)
α_p	Fraction volumique du solide	(-)
U_θ	Vitesse tangentielle	$m \cdot s^{-1}$

Hydrocyclone

D_c	Diamètre de l'hydrocyclone	m
D_o	Diamètre de la surverse	m
D_u	Diamètre de la sousverse	m
D_i	Diamètre de l'entrée	m
θ	Angle du cône	$^\circ$
h	Hauteur de fonctionnement de l'hydrocyclone	m
L	Hauteur totale de l'hydrocyclone	m
l	Longueur du tube de surverse (vortex finder)	m
Q_f	Débit d'alimentation	$m^3 \cdot s^{-1}$
W_f	Débit massique d'eau à l'alimentation	$kg \cdot s^{-1}$
$c(d_p)$	Courbe de partage réelle	$(-)$
$e(d_p)$	Courbe de partage corrigée	$(-)$
d_{50}	Diamètre de coupure	μm
d_{50c}	Diamètre de coupure corrigée	μm
d_{25c}	Diamètre corrigé des particules ayant une probabilité de 25% de passer par la sousverse	μm
d_{75c}	Diamètre corrigé des particules ayant une probabilité de 75% de passer par la sousverse	μm
R_f	Soutirage d'eau à la sousverse	$(-)$
SI	Raideur de la courbe de partage corrigée (Sharpness Index)	$(-)$
C_w	Fraction massique en solide à l'alimentation	$(-)$
φ	Fraction volumique en solide à l'alimentation	$(-)$
Δp	Perte de charge dans l'hydrocyclone	Pa

Réconciliation de données

F	Débit massique à l'alimentation	$kg \cdot s^{-1}$
C	Débit massique à la sousverse	$kg \cdot s^{-1}$
T	Débit massique à la surverse	$kg \cdot s^{-1}$
f_i	Fraction massique de la classe i dans l'alimentation	(-)
c_i	Fraction massique de la classe i dans la sousverse	(-)
t_i	Fraction massique de la classe i dans la surverse	(-)
κ	Fraction de solide récupérée à la sousverse	(-)
\hat{x}	Variable x réconciliée	(-)
Δ_i	Erreur entre κ et $\hat{\kappa}$ pour chaque classe i	(-)
λ_i	Multiplicateur de Lagrange pour chaque classe i	(-)

Validation du débitmètre

M	Moyenne des débits obtenus	$m^3 \cdot s^{-1}$
\bar{x}	Valeur expérimentale de la moyenne	$m^3 \cdot s^{-1}$
n	Nombre de mesures	(-)
ς	Risque choisi	%
$t_{1-\frac{\varsigma}{2}}^{n-1}$	Quantile d'ordre $\frac{\varsigma}{2}$ à $n - 1$ degrés de liberté	(-)
s	Ecart type de l'échantillon ($= \sigma_{n-1}$)	(-)

Modèles numériques

\tilde{x}	Grandeur instantanée	$m \cdot s^{-1}$
X	Grandeur moyenne	$m \cdot s^{-1}$
x	Grandeur fluctuante	$m \cdot s^{-1}$
$U_{k,i}$	Vitesse moyenne de la phase k dans la direction i	$m \cdot s^{-1}$
Γ_f	Taux de transfert de matière à l'interface	$kg \cdot m^{-3} \cdot s^{-1}$
P	Pression moyenne	Pa
$I_{k,i}$	Transfert interfacial de quantité de mouvement de la phase k	$kg \cdot m^{-2} \cdot s^{-2}$
$T_{k,ij}$	Tenseur des contraintes de la phase k	$kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-2}$
τ_{fp}^F	Temps de relaxation des particules	s
V_r	Vitesse relative entre les deux phases	$m \cdot s^{-1}$
$\langle \rangle_k$	Moyenne d'ensemble sur la phase k	$(-)$
C_D	Coefficient de traînée	$(-)$
Re_p	Nombre de Reynolds particulaire	$(-)$
τ_{ij}	Tenseur des contraintes visqueuses	$kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-2}$
R_{ij}	Tenseur de Reynolds ($= \rho \langle u_i u_j \rangle$)	$kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-2}$
q_k^2	Energie cinétique turbulente de la phase k	$m^2 \cdot s^{-2}$
ε_k	Taux de dissipation turbulente de la phase k	$m^2 \cdot s^{-3}$
μ_f^t	Viscosité turbulente du fluide	$m^2 \cdot s$
δ	Symbole de Kronecker	$(-)$
q_{fp}	Covariance fluide/particule	$m^2 \cdot s^{-2}$
K_p^t	Coefficient de diffusion turbulente	$m^2 \cdot s^{-1}$
τ_{fp}^t	Temps caractéristique de la turbulence du fluide "vu" par les particules	s
ε_{fp}	Terme de destruction de la covariance	$m^2 \cdot s^{-3}$
$I_{q \rightarrow p,i}$	Transfert de quantité de mouvement entre deux particules solides p et q	$kg \cdot m^{-2} \cdot s^{-2}$
τ_{pq}^c	Temps de collision entre les particules de classe p et celles de classes m	s

Contexte Industriel

1

Sommaire

1	Les sables bitumineux, une ressource non convention-	
	nelle	3
2	Exploitation des sables bitumineux	5
2.1	Extraction In-situ	5
2.2	Extraction Ex-situ	6
2.3	La valorisation du bitume	7
2.4	Joslyn North Mine Project	7
3	Démarche scientifique	9
4	Références	10

L'objectif de cette thèse CIFRE, financée par Total S.A., est de mieux appréhender le fonctionnement d'un hydrocyclone présent à un nœud important de la chaîne de traitement du solide des sables bitumineux. Ce chapitre, après introduction du contexte industriel global développera et explicitera de manière détaillée le procédé en question. Enfin, la problématique du travail de recherche sera exposée afin de souligner les points essentiels que nous allons aborder.

1 Les sables bitumineux, une ressource non conventionnelle

La demande mondiale en énergie progresse sans cesse, notamment à cause de la forte croissance des pays émergents. Dans le même temps, la découverte de champs pétroliers stagne et l'offre pétrolière devrait plafonner autour de 2030. Afin de subvenir aux besoins de l'économie mondiale, les ressources non conventionnelles constituent donc une solution intéressante, d'autant plus qu'elles sont aujourd'hui techniquement accessibles et économiquement rentables.

Tout d'abord, une différenciation des « ressources » et des « réserves » s'impose. Les « ressources » font référence à l'ensemble des gisements connus, les « réserves » quant à elles, représentent les gisements exploitables avec la technologie existante.

Le terme de pétrole non conventionnel s'étend à tous les gisements impliquant un coût et une technologie supplémentaires nécessaires à l'extraction par rapport à la méthode traditionnelle de puits pétroliers. En pratique, le bitume, les schistes bitumineux, les sables asphaltiques et les bruts extra-lourds sont classés parmi les ressources non conventionnelles.

Selon les dernières estimations, le potentiel d'extraction de ces nouvelles ressources est comparable à celui du pétrole conventionnel. Ainsi, l'International Energy Agency (2008) estime qu'au moins 2 000 milliards de barils seraient exploitables (économiquement et technologiquement) sur les 6 000 milliards de barils de ressources existants. De plus, les progrès technologiques font que cette tendance est revue à la hausse chaque année.

Les ressources d'huile extra-lourde et de bitume sont considérables, de l'ordre de 3 000 milliards de barils (World Energy Council, 2010).

Ces réserves constituent un immense enjeu économique et industriel, de l'ordre de 500 à 1 000 milliards de barils, des chiffres du même ordre de grandeur que les réserves des pays de l'OPEP. Cependant, extrêmement visqueuses et résistantes à l'écoulement, ces ressources sont peu mobiles voire totalement figées dans les réservoirs, d'où la difficulté d'exploitation. Deux pays se partagent les plus importantes réserves, le Venezuela dans le bassin de l'Orénoque et le Canada dans la province de l'Alberta.

Les sables bitumineux sont un mélange de sable, d'argile, d'eau et d'huile extra-lourde (cf. Figure 1.1). Toutefois, en fonction de la température du réservoir, la fluidité de l'huile extra-lourde change : au Venezuela, où la température des réservoirs est de l'ordre de 50 °C, elle peut être pompée, par contre au Canada, l'huile n'est pas assez fluide pour être pompée, d'où son appellation classique de bitume. Les gisements canadiens sont présents sur de très grandes étendues, sous forme de couches situées à des profondeurs variables. Cette particularité permet la concomitance de différentes formes d'exploitations, explicitées dans la section 2.

Après les premiers chocs pétroliers des années 70, l'exploitation des sables bitumineux s'est développée pour atteindre en 2009 environ 1,5% de la production mondiale de pétrole (1,4 millions de barils/jour). Les projections à l'horizon 2025 sont d'environ 3% de la production mondiale, soit 3 millions de barils par jour.

Dans le cadre de l'exploitation des sables bitumineux de la province de l'Alberta, la filière représente près de 280 000 emplois annuels, directs, indirects et induits. Dans les 25 ans à venir, ce chiffre devrait doubler (Total, 2011). Le pétrole brut produit à partir des sables bitumineux canadiens est majoritairement exporté vers les Etats-Unis, renforçant ainsi leur autonomie vis à vis des pays de l'OPEP. En effet, le Canada est à ce jour le principal fournisseur de pétrole des Etats-Unis, devant l'Arabie Saoudite.

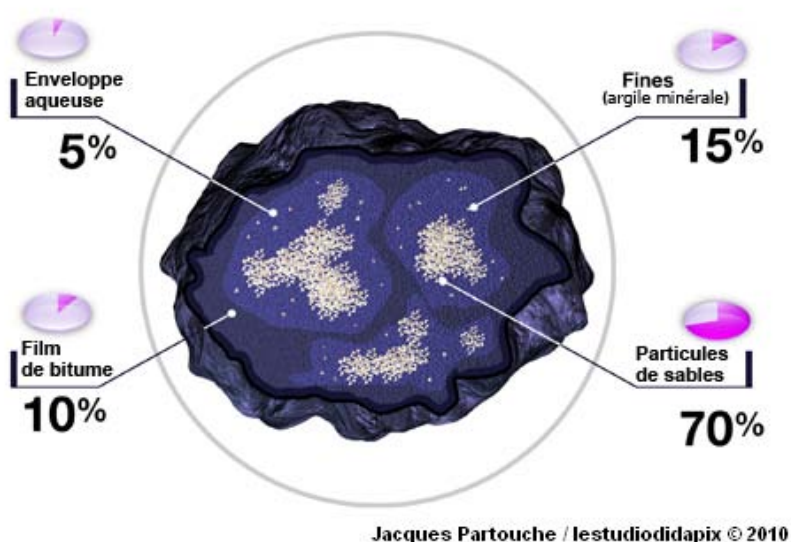


FIGURE 1.1: Composition des sables bitumineux.

2 Exploitation des sables bitumineux

Les sables bitumineux sont connus depuis l'antiquité. Les Egyptiens, les Hébreux, les Sumériens et les Amérindiens les ont utilisés, en particulier comme imperméabilisant pour le calfatage des navires.

La première société pétrolière de l'histoire, fondée en 1741 en France, exploitait une veine de sable bitumineux située à Pechelbronn, en Alsace. Le sable et l'huile étaient séparés par lessivage à l'eau bouillante, puis distillée pour obtenir des produits pharmaceutiques, de l'huile pour lampe, de la graisse pour les roues des voitures et de la poix.

Au Canada, trois zones de la province de l'Alberta sont concernées pour une superficie d'environ 140 000 km² : Peace River, Cold Lake et Athabasca (la plus vaste).

Aujourd'hui, deux techniques d'extraction sont utilisées :

- l'extraction « in situ » pour les dépôts enfouis à plus de 100 mètres de profondeur (c'est le cas de plus de 80% des sables bitumineux canadiens) ;
- l'exploitation minière à ciel ouvert pour les dépôts proches de la surface.

2.1 Extraction In-situ

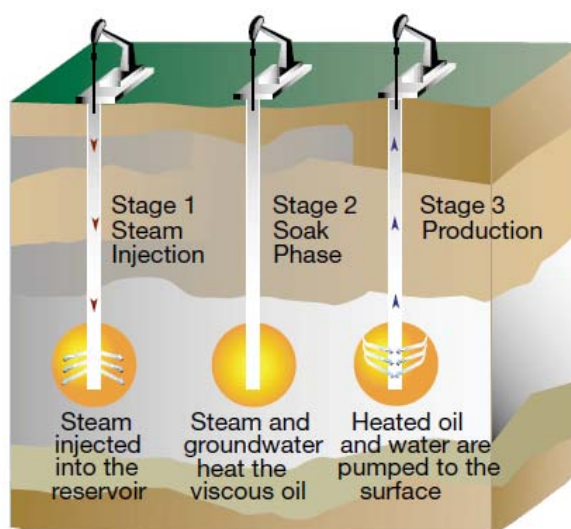


FIGURE 1.2: Cyclic Steam Stimulation, Canadian Association of Petroleum Producers (2011).

Il existe deux techniques principales pour extraire le bitume en place :

- la stimulation cyclique à la vapeur (Cyclic Steam Stimulation ou CSS) qui consiste en un puits vertical. Alternativement, une injection de vapeur puis un pompage du bitume est réalisé (Figure 1.2) ;

- le drainage par gravité au moyen de vapeur (Steam Assisted Gravity Drainage ou SAGD), formé de deux puits horizontaux forés l'un au-dessus de l'autre (Figure 1.3). La vapeur est injectée par le puit supérieur afin de fluidifier le bitume. Celui-ci s'écoule jusqu'au puit inférieur où il est alors pompé.

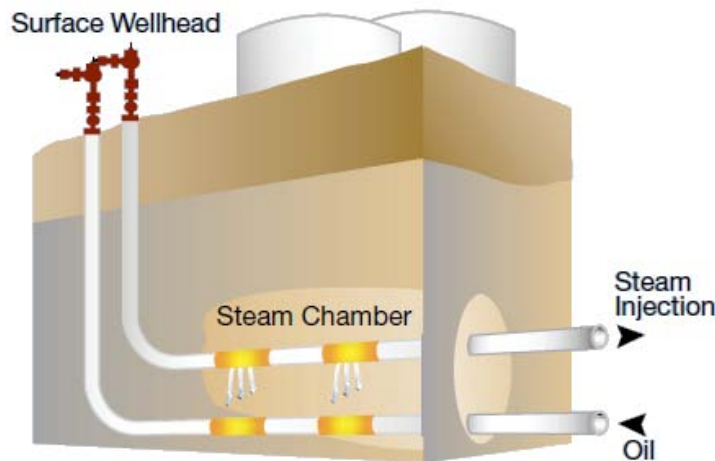


FIGURE 1.3: SAGD, Canadian Association of Petroleum Producers (2011).

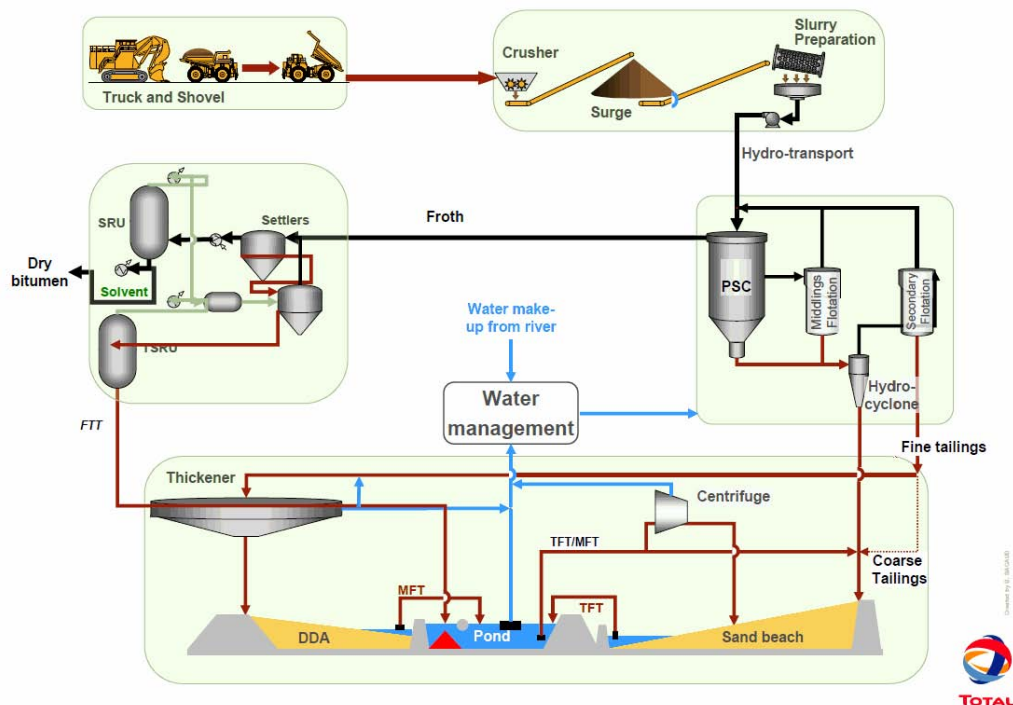
Dans un cas comme dans l'autre, l'extraction est associée à l'utilisation de vapeur d'eau, très énergivore et consommatrice de grande quantité d'eau douce. Afin de diminuer voire éliminer la vapeur d'eau, d'autres techniques sont en développement, comme par exemple l'ajout de solvant ou la combustion in-situ.

2.2 Extraction Ex-situ

Lorsque les gisements sont proches de la surface, ils sont exploités via des mines à ciel ouvert. La couche superficielle de terre arable est alors retirée et stockée pour la future réhabilitation du site après exploitation, puis on creuse jusqu'à obtenir une carrière de sables bitumineux.

Contrairement aux méthodes in-situ qui obtiennent directement du bitume, l'extraction minière nécessite la séparation du bitume et du sable sur un site spécialisé (Figure 1.4). Le minerai est alors concassé, mélangé à de l'eau chaude et transporté par pipeline vers l'usine de séparation. Le mélange est introduit dans une unité de séparation gravitaire (PSC) afin de faire surnager un mélange de bitume et d'air sous forme de mousse. Le bitume est alors récupéré par un lavage au solvant.

Le fond du PSC, contenant une grande partie de sable, de l'eau et des traces de bitume est traité par hydrocyclonage, afin de concentrer au maximum le solide et recycler l'eau et le bitume après un procédé de flottation. La gestion des lagunes et des solides est décrite plus en détails dans la sectionsec :Joslyn.



L'ensemble du process industriel permet de séparer le bitume du sable et de l'eau pour le valoriser.

Le sable est utilisé pour combler les carrières d'où il a été extrait alors que l'eau est recyclée pour être réutilisée.

En se basant sur des valeurs moyennes d'une contenance en bitume de 10% en poids et pour un taux de récupération global de 85%, deux tonnes de sables bitumineux sont nécessaires pour obtenir un baril de bitume.

2.3 La valorisation du bitume

Comme tous les hydrocarbures, le traitement du bitume est réalisé dans une raffinerie. Cependant, du fait de sa forte viscosité et de sa composition différente des pétroles légers, il faut :

- soit le diluer avec un hydrocarbure plus léger pour le transporter vers une raffinerie pourvue d'équipements adaptés au traitement de pétroles ultra lourds.
- soit le convertir en un pétrole léger dans un « upgrader » pour ensuite le transporter facilement par oléoduc vers une raffinerie classique.

2.4 Joslyn North Mine Project

D'une superficie de 221 kilometres carrés, la zone d'exploitation de Joslyn est située 65 kilomètres au nord ouest de Fort McMurray, dans la zone

des sable bitumineux de l'Athabasca.

Avec une participation de 38,25%, Total est l'opérateur du site et est associé à Suncor Energy Inc., Occidental Petroleum et Inpex Canada. Avec un démarrage planifié à l'horizon 2017/2018 et une production estimée à 100 000 barils par jour, la mine de Joslyn North sera en mesure de produire jusqu'à environ 874 million de barrils de bitume sur une période de 20 ans.

Afin de respecter au maximum l'environnement et de réduire l'empreinte écologique du projet, de nouvelles technologies vont être associées à des méthodes éprouvées principalement dans trois domaines d'application : la gestion des résidus miniers, la gestion des terres et la gestion de l'eau (Total E&P Canada, 2011).

Les résidus, sous-produits restant après extraction du bitume, sont un mélange de sable, de limon, d'argile, d'eau et d'hydrocarbures résiduels. Habituellement déposés dans des lagunes de taille importante, ceux-ci sont répartis en trois zones, dans le projet proposé par Total E&P Canada. Ces zones diffèrent par leur temps de solidification, c'est à dire par leur capacité d'assèchement.

On retrouve ainsi :

- les résidus grossiers récupérés à la sousverse de l'hydrocyclone qui formeront une plage de sable qui sera praticable après quelques semaines. Les eaux de ruissellement s'accumuleront à l'extrémité inférieure de la plage où elles seront pompées vers un bassin de recyclage.
- la zone d'épaississement des résidus, contenant pour moitié du sable grossier et des particules fines. Ces résidus sont épaissis pour libérer l'eau pour le recyclage, puis déversés sur une plage. Les eaux de ruissellement seront draguées et collectées pour le recyclage.
- le traitement de la mousse résiduelle, contenant principalement de l'eau, des fines et des hydrocarbures résiduels. Ils seront déposés dans une lagune dédiée, composée de l'eau de ruissellement prélevée dans les deux autres lagunes. Le contenu de cette troisième lagune sera traité et centrifugé pour éliminer les résidus solides qui seront déposés sur l'une des deux plages.

Cette approche innovante de la gestion des solides satisfait les exigences réglementaires actuelles et est respectueuse de l'environnement. En effet, les lagunes sont de plus faible surface, la quantité d'eau pompée dans le fleuve est réduite par le recyclage extrêmement poussé de l'eau du procédé et le retour du terrain à l'état naturel se fait en quelques années au lieu de quelques décennies.

De plus, à la fin du cycle de vie de la mine, aucun résidu lagunaire n'est déversé dans la nature, ce qui garantit une sauvegarde des écosystèmes locaux.

3 Démarche scientifique

Peu exploités encore aujourd'hui, les sables bitumineux représenteront une grande part des ressources pétrolières utilisées dans les années à venir. L'extraction in-situ permet d'extraire du bitume directement valorisable mais stocké à plus grande profondeur mais ceci nécessite une grande quantité d'énergie. L'extraction ex-situ nécessite quant à elle une usine de traitement pour séparer le bitume du sable et des impuretés présentes dans le sol. La gestion des rejets est un point crucial pour l'exploitation des sables bitumineux et dépend en partie de l'étape d'hydrocyclonage. C'est ce qui motive notre étude.

Dans le procédé envisagé par TOTAL, l'hydrocyclone est le point de jonction entre la partie de récupération du bitume, la partie de recyclage et du traitement de l'eau et la chaîne de traitement du solide. Les performances en terme de gestion de l'eau de l'installation sont ainsi corrélées aux performances de séparations de l'hydrocyclone qui doivent donc être parfaitement connues dans toutes les conditions de fonctionnement. Ceci a un rôle important pour atteindre les objectifs écologiques imposés par la législation. En effet, la sousverse est directement étendue sur la plage de résidus grossiers. La composition granulométrique et la teneur en eau doivent être maîtrisées au cours du temps. Une bonne connaissance du fonctionnement des hydrocyclones soumis à une forte charge en solide est donc indispensable pour évaluer ses limites de fonctionnement. Ceci participera à une bonne maîtrise de l'impact environnemental global du site d'extraction du bitume.

L'ensemble des questions posées par le contexte industriel de la Thèse seront abordées par la voix de l'expérience et de la simulation numérique. Tout d'abord, une analyse des connaissances bibliographiques sera proposée et mettra en lumière les manques associés à une démarche essentiellement empirique. Les moyens de mesure de grandeurs locales et la simulation numérique de l'hydrodynamique sont des outils indispensables pour comprendre la nature complexe de l'écoulement dans le corps de l'hydrocyclone. En particulier, nous souhaitons étudier une gamme de fonctionnement encore mal caractérisée dans la littérature correspondant à une concentration forte en solide. Le pilote expérimental sera décrit et les résultats de mesure analysés dans les régimes dilué et concentré. D'un point de vue numérique, la démarche de modélisation et le choix des modèles physiques seront validés sur des données de référence issue d'une publication. Enfin, les résultats de simulation en régime dense seront comparés aux expérimentations et concluront sur la pertinence de cette approche couplée expériences/simulations hydrodynamiques quant à la prédiction et la maîtrise du fonctionnement de l'hydrocyclone en régime dense.

4 Références

British Petroleum. Bp statistical review of world energy, 2011.

Canadian Association of Petroleum Producers. The facts on oil sands, 2011.

International Energy Agency. World energy outlook, 2008.

Total. <http://www.total.com>, 2011.

Total E&P Canada. <http://www.total-ep-canada.com>, 2011.

Energy Information Administration (US). *International Energy Outlook*. 2010.

World Energy Council. Survey of energy resources, 2010.

Etat des connaissances
existantes

2

Sommaire

1	Séparation centrifuge et hydrocyclone	13
1.1	Séparation centrifuge : principe	13
1.2	Hydrocyclone : présentation	15
1.2.1	Ecoulement dans un hydrocyclone	15
1.2.2	Caractérisation de la séparation	18
1.2.3	Influence de certains paramètres sur les performances de séparation	20
1.2.4	Géométries particulières	20
2	Modèles empiriques	21
2.1	Bradley : Hypothèse d'équilibre	22
2.2	Modèles par régression	22
2.2.1	Modèle de Lynch et Rao	22
2.2.2	Modèle de Plitt	23
2.2.3	Modèle de Nageswararao	25
2.3	Commentaires sur les modèles empiriques	25
3	Etat de l'art	26
3.1	Etude de l'écoulement	26
3.1.1	Etudes expérimentales	26
3.1.2	Etudes numériques	26
3.2	Etudes de la géométrie	28
3.3	Décharge et Cœur gazeux	29
3.4	Conditions concentrées	30
4	Conclusion	32
5	Références	33

Ce chapitre va permettre de poser les bases de la séparation par hydrocyclonage. La présentation du principe de séparation centrifuge et un aperçu du fonctionnement des hydrocyclones seront suivis d'une liste des modèles empiriques les plus classiques largement utilisés dans le dimensionnement et l'utilisation d'hydrocyclones dans l'industrie. Ces modèles simples donnent en première approximation les performances de séparation d'un hydrocyclone mais sous certaines conditions opératoires.

Les limites inhérentes à ce type de modèle seront mises en avant afin de déterminer les points sur lesquels la simulation numérique peut avoir un apport significatif et ce qu'elle permet de démontrer.

Ensuite, la section 3.2 résumera les divers travaux menés sur l'étude de l'écoulement à l'intérieur des hydrocyclones, que ce soit par des observations expérimentales ou bien par des simulations numériques. Le dimensionnement des hydrocyclones sera lui abordé dans le § 3.2 avec les principes généraux du design ainsi que l'utilisation de la simulation numérique afin d'optimiser les performances de séparations. Enfin, les § 3.3 et § 3.4 souligneront quelques points primordiaux pour la compréhension du fonctionnement d'un hydrocyclone en toutes circonstances et ainsi faire ressortir les verrous technologiques liés à cet appareil.

1 Séparation centrifuge et hydrocyclone

1.1 Séparation centrifuge : principe

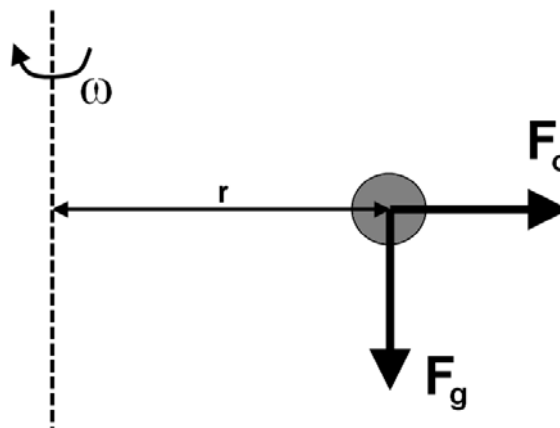


FIGURE 2.1: Gravité et force centrifuge.

Lorsqu'un mélange solide-liquide au repos est soumis à l'accélération de la pesanteur, les particules plus denses que le fluide sédimentent. Ainsi, en fonction de la taille et de la densité des particules, la pesanteur force les inclusions à chuter avec une vitesse contrôlée par la force d'Archimède et

la viscosité du fluide. Cette méthode de séparation gravitaire (décantation) n'est pas efficace en toute situation.

La séparation centrifuge permet de découpler la vitesse de sédimentation. C'est une opération de séparation utilisant la force centrifuge et fonction de la masse des particules. Cette force d'inertie apparaît ainsi lorsque des objets ont un mouvement de rotation autour d'un axe (Figure 2.1).

Ainsi, si on compare le poids d'une particule de masse $m_p = \rho_p \frac{\pi d_p^3}{6}$ à la force centrifuge appliquée pour une vitesse de rotation ω :

$$F_g = m_p g \quad (2.1)$$

$$F_c = m_p \omega^2 r \quad (2.2)$$

avec

F_g = Force de gravité

F_c = Force centrifuge

m_p = Masse de la particule

ρ_p = Masse volumique de la particule

d_p = Diamètre de la particule

g = Gravité

ω = Vitesse de rotation de la particule

r = Distance du centre de rotation au centre de gravité
de la particule

On obtient ainsi les vitesses caractéristiques suivantes :

$$V_g = \frac{g(\rho_p - \rho_l)d_p^2}{18\mu_l} \quad (2.3)$$

$$V_c = \frac{\omega^2 r(\rho_p - \rho_l)d_p^2}{18\mu_l} \quad (2.4)$$

sous l'hypothèse que la force de trainée est régie par la loi de Stokes :

$$\rho_l \frac{V_g d_p}{\mu_l} \ll 1 \quad (2.5)$$

$$\rho_l \frac{V_c d_p}{\mu_l} \ll 1 \quad (2.6)$$

Au final, on obtient :

$$V_c = \frac{\omega^2 r}{g} V_g \quad (2.7)$$

On appelle le rapport $\frac{\omega^2 r}{g}$ le coefficient de centrifugation qui est directement le « nombre de G » subit par la particule.

1.2 Hydrocyclone : présentation

1.2.1 Ecoulement dans un hydrocyclone

L'hydrocyclone est un appareil de séparation physique des phases. Nous nous intéresserons uniquement à la séparation solide-liquide mais le principe de fonctionnement est identique pour les hydrocyclones gaz-solide ou liquide-gaz. Le mélange diphasique est injecté tangentiellement dans le corps principal de forme cylindrique (voir figure 2.2 pour le principe de fonctionnement d'un hydrocyclone). Cette injection tangentielle met le fluide en rotation à grande vitesse.

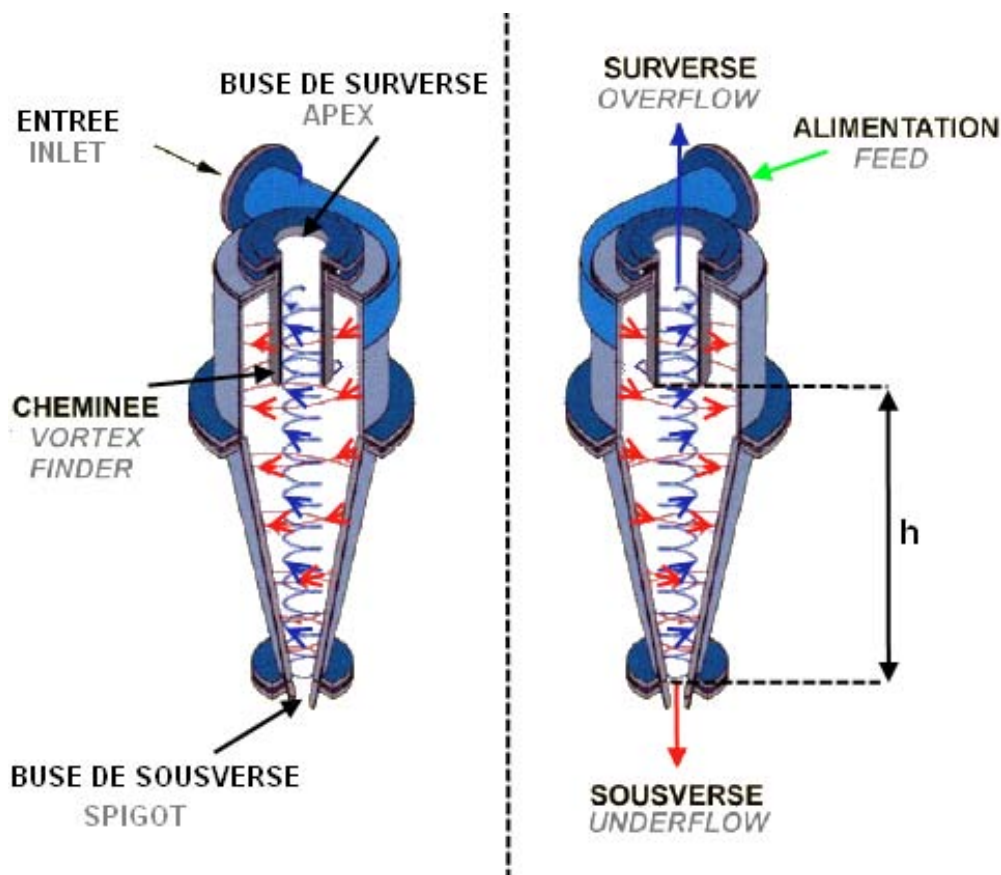


FIGURE 2.2: Principe de fonctionnement d'un hydrocyclone.

Les particules solides de masse volumique plus importante que le fluide porteur sont mises en rotation à grande vitesse dans le corps de l'hydrocyclone et sont projetées vers les parois du cylindre principal sous l'effet d'une sédimentation radiale accélérée. L'accélération centrifuge peut atteindre plusieurs milliers de fois l'accélération de la pesanteur, jusqu'à 50 000G dans un hydrocyclone de 10 mm de diamètre (Rushton et al., 2000). Le sédiment ainsi constitué sur la paroi du corps cylindrique s'écoule le long du cône formant la zone d'évacuation de la phase solide concentrée. La partie conique se termine par un tube de faible section (buse de sousverse).

Le fluide le moins chargé en particule est aspiré par un tube plongeant dans le corps cylindrique (surverse). Cette aspiration dans le tube supérieur est favorisée par la perte de charge singulière associée à la partie inférieure de l'hydrocyclone. En effet, la restriction de section progressive dans le cône et l'augmentation locale de la fraction solide provoquent une perte de charge importante dans l'écoulement forçant le fluide faiblement chargé en particules à s'échapper par le tube supérieur.

On peut agir sur différents paramètres pour contrôler le fonctionnement de l'hydrocyclone :

- paramètres géométriques
 - diamètre de l'hydrocyclone D_c
 - diamètre de la sousverse D_u
 - diamètre de la surverse D_o
 - angle du cône θ
- conditions opératoires
 - débit d'alimentation Q_f
 - concentration en solide φ ou C_w
 - présence ou non de surpression à la surverse et/ou à la sousverse pour forcer l'écoulement

La pression dans le cœur de l'écoulement peut être très basse (inférieure à la pression atmosphérique) suite aux effets centrifuges et certains hydrocyclones fonctionnent avec une zone centrale gazeuse. En effet, pour les hydrocyclones ayant une buse de sousverse déchargeant dans l'atmosphère, la faible pression au centre de l'appareil aspire l'air extérieur créant ainsi une colonne de gaz centrale. Pour les hydrocyclones équipés d'un bac de collecte hermétique du solide, le cœur gazeux se forme par coalescence des petites bulles piégées par la pompe ou par cavitation. Les performances de la séparation sont fonction de tous ces paramètres et ont donné lieu à de nombreuses études expérimentales, principalement dans le domaine du traitement des minerais. Tous ces résultats ont été rassemblés sous la forme de corrélations empiriques (voir section 2) permettant le choix des dimensions de l'hydrocyclone et la prédiction de ses propriétés séparatives. Ces corrélations sont la base des codes de simulation statique tels que MODSIM, USIM PAC, JK SIMMET ou TOTAL CTG/SSL.

Le comportement hydrodynamique d'un hydrocyclone dépend de la quantité de solide piégée, qui est déterminé en partie par la concentration en solide à l'alimentation et par le débit d'alimentation. La Figure 2.3 présente les trois comportements possibles d'un hydrocyclone. On retrouve ainsi sur la gauche le comportement classique classificateur pour des mélanges peu concentrés en solide, ou pour de faibles débits d'alimentation. La décharge à la sousverse se fait alors sous forme de spray, ou « parapluie » (Figure 2.4(a)), la faible pression à l'intérieur aspirant de l'air au centre de la sousverse.

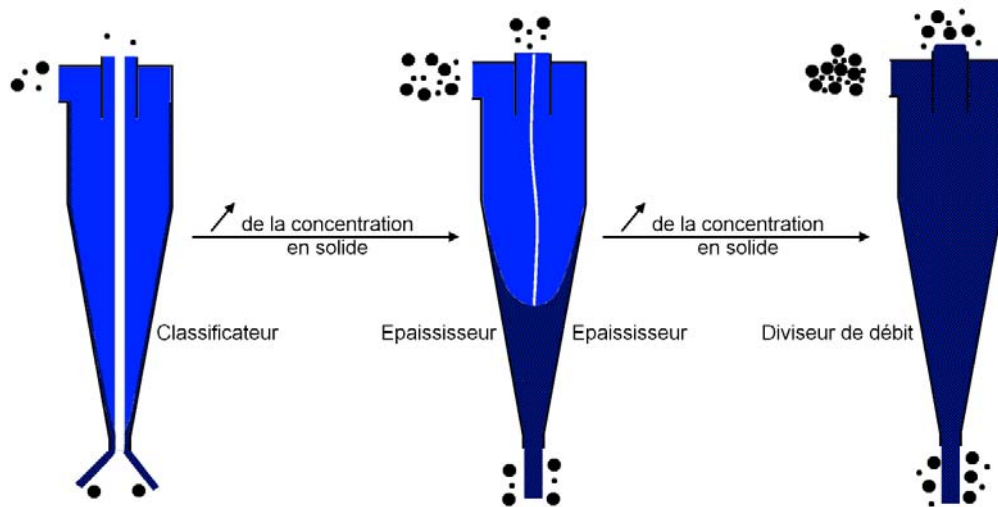


FIGURE 2.3: Evolution du comportement de l'hydrocyclone avec l'augmentation de la concentration en solide.

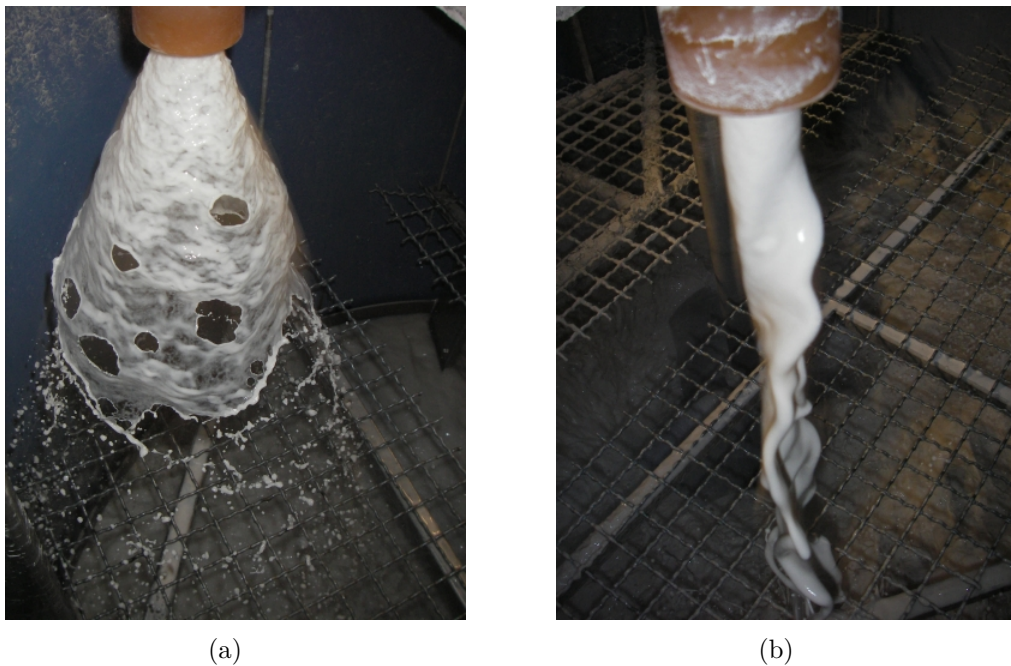


FIGURE 2.4: Photographies des deux types de décharges à la sousverse (a) en parapluie (b) en boudin.

Lorsqu'on injecte une plus grande quantité de solide dans l'hydrocyclone, en augmentant la concentration ou le débit d'alimentation, la partie conique se remplit et bloque l'entrée d'air. La décharge se fait alors sous forme de boudin (Figure 2.4(b)). Ce fonctionnement en épaississeur, légitime dans certains cas industriels (exemple du traitement de l'eau), peut être combiné à un autre hydrocyclone fonctionnant en classificateur afin de combiner leurs

effets et d'augmenter les performances de séparation. Un exemple de schéma de procédé mettant en jeu deux hydrocyclones en série est visible sur la Figure 2.5.

Enfin, lorsque la quantité de solide augmente encore, l'hydrocyclone ne sépare pratiquement plus et se comporte comme un diviseur de débit.

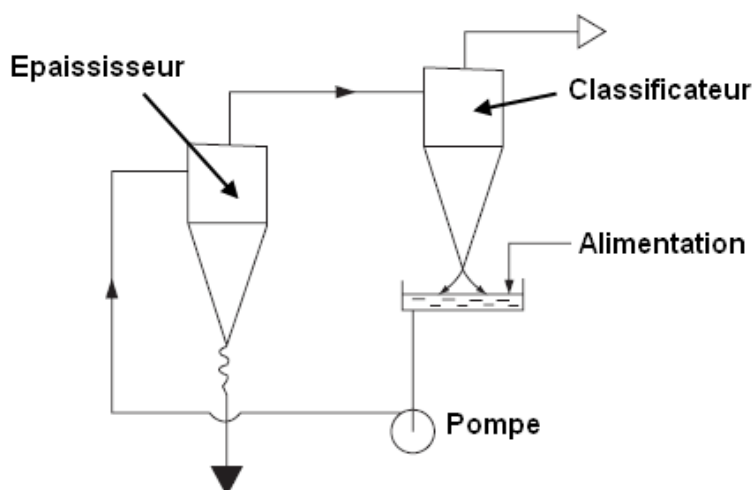


FIGURE 2.5: Montage en série d'un hydrocyclone épaisseur et d'un hydrocyclone classificateur par Svarovsky (2000).

1.2.2 Caractérisation de la séparation

Comme tout séparateur non idéal, un hydrocyclone ne sépare pas un ensemble de particules en deux groupes distincts en fonction de leurs diamètres. En effet, la courbe de partage qui définit l'efficacité de séparation est plus ou moins proche d'une séparation idéale (courbe en créneau) en fonction des caractéristiques intrinsèques de l'appareil mais aussi des conditions opératoires. Une illustration des courbes de partages associées à un hydrocyclone est représentée sur la Figure 2.6. Une courbe de partage montre la proportion de particules d'une certaine taille récupérée à la sousverse.

Comme nombre de séparateurs, les hydrocyclones présentent des phénomènes de court-circuits. Le principal concerne les particules les plus petites qui sont entraînées avec les particules les plus grosses à la sousverse. Un deuxième court-circuit, négligeable, entraîne quelques grosses particules par la surverse, avec les plus petites. Ce court-circuit des particules les plus petites est visible sur la courbe de partage apparente de la Figure 2.6 et se caractérise par une valeur seuil différente de zéro. En effet, ces particules sont emportées par l'eau sortant par la sousverse, rendant impossible une récupération totale des petites particules à la surverse.

La courbe de partage apparente peut ainsi être corrigée de la valeur δ du court-circuit pour faire apparaître une courbe idéale par un simple bilan

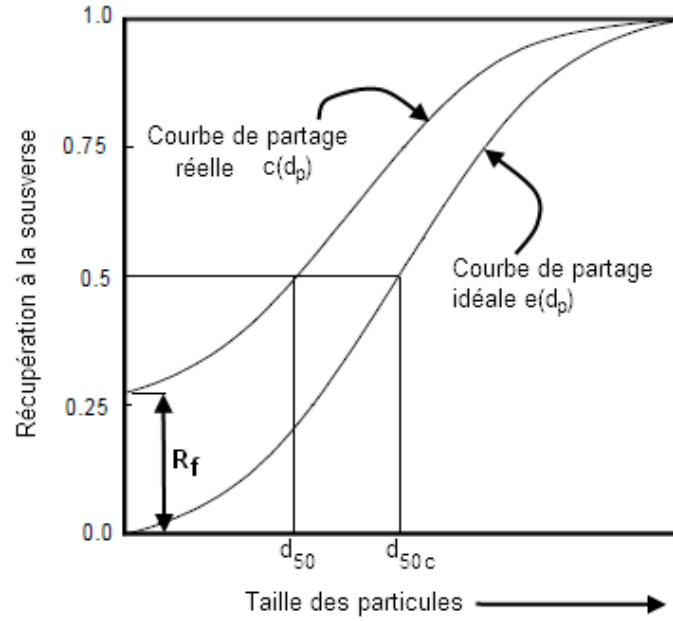


FIGURE 2.6: Courbes de partage d'un hydrocyclone.

de matière (King, 2001; Kelly and Spottiswood, 1982) :

$$c(d_p) = R_f + (1 - R_f)e(d_p) \quad (2.8)$$

Parmi les paramètres importants qui découlent de ces courbes, les tailles de coupures d_{50} et d_{50c} sont définies par :

$$c(d_{50}) = 0,5 \quad (2.9)$$

$$e(d_{50c}) = 0,5 \quad (2.10)$$

Le d_{50} est donc la dimension des particules ayant une probabilité de 50% de passer dans la sousverse.

Ces indicateurs (d_{50c} , R_f mais aussi la raideur de la courbe définie par le rapport $SI = \frac{d_{25c}}{d_{75c}}$) permettent de connaître la taille et l'efficacité de séparation à laquelle l'hydrocyclone va séparer la distribution de taille des particules.

Lors de l'utilisation d'un hydrocyclone, il est important de connaître dans quelle proportion les flux vont se répartir entre la sousverse et la la surverse. Pour cela, plusieurs indicateurs ont été définis :

$$S = \frac{\text{débit volumique à la sousverse}}{\text{débit volumique à la surverse}} \quad (2.11)$$

$$R_v = \frac{\text{débit volumique à la sousverse}}{\text{débit volumique à l'alimentation}} \quad (2.12)$$

Ces deux variables sont liées par la relation :

$$R_v = \frac{S}{1 + S} \quad (2.13)$$

Le coefficient de partage de l'eau est exprimé par le soutirage R_f .

$$R_f = \frac{\text{débit volumique d'eau à la sousverse}}{\text{débit volumique d'eau à l'entrée}} \quad (2.14)$$

1.2.3 Influence de certains paramètres sur les performances de séparation

D'une manière générale, il est admis que :

- Une augmentation du diamètre du cyclone apporte :
 - une augmentation de la capacité de traitement,
 - une augmentation de la taille de coupure,
 - une amélioration de la qualité de la classification.
- Une augmentation du diamètre de la buse de surverse apporte :
 - une augmentation de la capacité de traitement,
 - une augmentation de la taille de coupure.
- Une augmentation du diamètre de la buse de sousverse apporte :
 - une augmentation de la capacité de traitement,
 - une diminution de la taille de coupure.
- Une augmentation du diamètre de l'alimentation apporte :
 - une augmentation de la capacité de traitement,
 - une augmentation de la taille de coupure,
 - une détérioration de la qualité de la classification.
- Une augmentation de la longueur de la partie cylindrique de l'hydrocyclone apporte :
 - une augmentation de la capacité de traitement,
 - une diminution de la taille de coupure,
 - une amélioration de la qualité de la classification.
- Une augmentation de la densité de pulpe de l'alimentation apporte :
 - une augmentation de la capacité de traitement,
 - une augmentation de la taille de coupure.

1.2.4 Géométries particulières

Les hydrocyclones sont utilisés avec des objectifs de séparation variés et certaines géométries présentent des singularités. Par exemple, pour la séparation liquide-liquide (gouttes d'huile ou de pétrole dans de l'eau, ou inversement), la partie conique possède d'abord un angle important (40 à

90 °) puis très faible (2 à 6 °)(Figure 2.7(a)). Les hydrocyclones à fond plat (« stub cyclones »)(Figure 2.7(b)) présentent une partie conique très pentue (entre 90 ° et 180 °, pour un fond complètement plat). Cette particularité augmente très significativement le diamètre de coupure et augmente la concentration de solide à la sousverse. Cependant, l'usure par abrasion de la partie basse est plus importante que dans un hydrocyclone classique. Certains cyclones fonctionnent aussi avec une injection d'eau claire proche de la sousverse afin de remettre en suspension les particules fines piégées dans le gâteau le long de la paroi. Les cyclones à deux vortex (Figure 2.7(c)) vont eux combiner un cyclone à fond plat avec un relevage à l'eau claire et un hydrocyclone classique. Cette combinaison donne des performances de séparation remarquables et permet de réduire jusqu'à 50% la quantité de fines piégées à la sousverse (Houot and Joussemet, 1996).

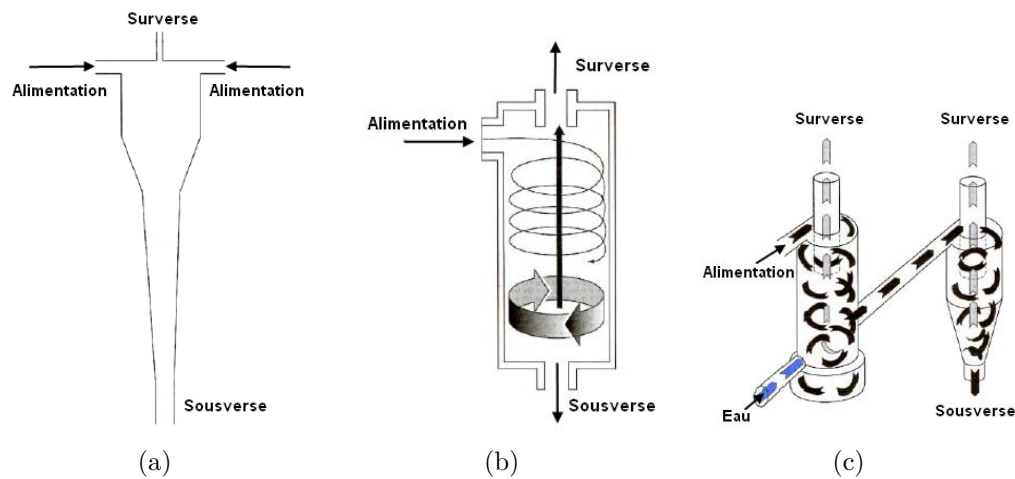


FIGURE 2.7: Diverses géométries d'hydrocyclone (Houot and Joussemet, 1996) (a) liquide-liquide (huile dispersé dans de l'eau) (b) hydrocyclone à fond plat (c) hydrocyclone à double vortex.

2 Modèles empiriques

La forte augmentation de l'utilisation des hydrocyclones dans les années 1950/1960 a mené à développer des corrélations facilitant leur dimensionnement et leur installation. Ces corrélations empruntent différentes approches et peuvent être classées dans plusieurs catégories. Dans la catégorie des approches les plus simples, on peut citer la théorie d'équilibre orbitale (section 2.1), la théorie des écoulements diphasiques qui ajoute l'effet de la concentration en solide et la taille moyenne des particules dans l'alimentation et une théorie prenant en compte l'effet du diamètre de la sousverse. Parmi les approches plus développées, il existe les modèles obtenus par regression de données expérimentales (voir section 2.2), les modèles sans

dimension et les modèles analytiques. Il faut cependant garder à l'esprit qu'aucune théorie ou modèle n'est une solution complète et qu'elle ne peut se substituer à des essais expérimentaux.

2.1 Bradley : Hypothèse d'équilibre

La théorie d'équilibre orbitale est basée sur le concept du rayon d'équilibre. La valeur de la taille de coupure est alors contrôlée par le bilan entre deux forces radiales opposées : la force centrifuge vers l'extérieur et la force de traînée induite par l'écoulement et dirigée vers le cœur du cyclone.

Pour des particules isolées et dans un écoulement laminaire, Bradley (1965) a proposé cette expression pour la maille de coupure d_{50} :

$$d_{50} = k \left[\frac{D_c^3 \mu_l}{Q_f (\rho_s - \rho_l)} \right]^n$$

Les grandeurs usuelles sont disponibles dans la Nomenclature, k est une constante tenant compte de la géométrie et n est une constante hydrodynamique généralement prise égale à 0,5.

Cette approche permet une première estimation raisonnable du dimensionnement et de l'évaluation des performances des hydrocyclones dans des cas à faible concentration solide et pour des géométries semblables en forme et en taille à ceux utilisée par les auteurs.

Cependant, un modèle de prédiction réellement complet doit incorporer toutes les conditions opératoires ainsi que la géométrie du cyclone afin d'être réellement utile pour la conception et l'optimisation du procédé de séparation. Il faut aussi prendre en compte la turbulence du fluide qui peut modifier les rayons d'équilibres

2.2 Modèles par régression

2.2.1 Modèle de Lynch et Rao

Les modèles empiriques les plus utilisés sont basés sur la régression de données expérimentales. Les premières séries d'expériences destinées à collecter des résultats ont été réalisées par Lynch dans les années 60. Des hydrocyclones de 500mm de diamètres ont été utilisés avec de la silice et du cuivre à des concentrations comprises entre 15wt% et 70wt%. D'autres expériences avec des cyclones de 100mm à 380mm de diamètre et 40wt% et 70wt% de calcaire ont complété la première série de donnée.

Le modèle qui en découle est celui de Lynch and Rao (1975), relaté par Lynch (1977). Lors de leur étude expérimentale, il est apparu que certains paramètres ont une forte influence sur la maille de coupure d_{50c} . Ces paramètres se retrouvent donc dans la relation pour évaluer le d_{50c} :

$$\log_{10}(d_{50c}) = 0,0418D_o - 0,0543D_u + 0,0304D_i + 0,0319C_w \\ - 0,00006Q_f - 0,0042\xi_{+420\mu m} + 0,0004\xi_{-53\mu m}$$

C_w est le pourcentage massique en solide à l'alimentation, $\xi_{+420\mu m}$ et $\xi_{-53\mu m}$ représentent respectivement le pourcentage de particules plus grosses que 420 μm et le pourcentage de particules plus petites que 53 μm dans l'alimentation.

d_{50c} est alors obtenu en mm avec Q_f en $L \cdot min^{-1}$ et les diamètres D_o , D_u et D_i en cm.

Le modèle de Lynch and Rao (1975) permet aussi la prédiction du pourcentage d'eau à la sousverse R_f en fonction du débit massique d'eau à l'alimentation W_f , du diamètre de sousverse et de trois constantes K'_1 , K'_2 et K'_3 qui dépendent du solide utilisé.

$$R_f = K'_1 \frac{D_u}{W_f} - \frac{K'_2}{W_f} + K'_3$$

Malheureusement, l'utilisation de constantes dépendantes de la géométrie (étude expérimentale sur des hydrocyclones KREBS) et du solide utilisé ne permet pas l'utilisation de ce modèle sur des cyclones de géométries différentes sans effectuer des essais pilotes afin de recalibrer le modèle.

2.2.2 Modèle de Plitt

Le modèle le plus utilisé pour le dimensionnement des hydrocyclones est certainement celui de Plitt (1976). Il a développé un modèle empirique basé sur une large base de données expérimentales collectées par lui même ainsi que par Lynch and Rao (1975). Aux résultats de Lynch ont été ajoutés des cyclones de diamètres plus petits (31mm, 63mm et 152mm) fonctionnant jusqu'à des concentrations en solide de 13wt%.

Cette corrélation s'exprime sous la forme d'une relation (2.15) entre le d_{50} , la géométrie et les conditions opératoires de l'hydrocyclone.

$$d_{50c} = \frac{2587 D_c^{0.46} D_o^{1.21} D_i^{0.6} \exp(0.063\varphi)}{D_u^{0.71} h^{0.38} Q_f^{0.45} (\rho_s - \rho_l)^{0.5}} \quad (2.15)$$

Q_f est le débit volumique total (liquide+solide) d'alimentation et φ est la fraction volumique en solide. La hauteur de Plitt h est la hauteur de la base de la cheminée au sommet de la buse de sousverse, ce qui correspond à la hauteur de travail du cyclone.

Cette formule prend en compte toutes les variables caractérisant la géométrie du cyclone ainsi que la viscosité de la suspension dont la valeur dépend de la quantité de solide par l'expression $\exp(0.063\varphi)$.

La relation proposée pour modéliser la répartition des flux entre la sous-verse et la surverse est :

$$S = \frac{1.23 \rho_{\text{pulpe}}^{0.24} h^{0.54} \left(\frac{D_u}{D_o}\right)^{3.31} (D_u^2 + D_o^2)^{0.36} \exp(0.0054\varphi)}{D_c^{1.11} \Delta p^{0.24}}$$

avec

$$\Delta p = \frac{131 \times 10^3 Q_f^{1.78} \exp(0.0054\varphi)}{D_c^{0.37} D_i^{0.94} h^{0.28} (D_u^2 + D_o^2)^{0.87}}$$

avec ρ_{pulpe} (kg.m^{-3}) la masse volumique de la pulpe à l'alimentation. Cette relation n'est applicable que si les sorties du cyclone se font à l'air libre (sans contre-pression).

L'efficacité de la séparation est caractérisée par la courbe de partage. Plitt a approximé ses résultats par la relation de Rosin-Rammler :

$$y_c = 1 - \exp \left[-0.691 \left(\frac{d_p}{d_{50c}} \right)^m \right]$$

avec

- d_p et d_{50c} en μm
- y_c la probabilité de passage d'une particule de dimension d_p dans la sousverse

Représentée sur un diagramme Log-Log, cette fonction est une droite de pente m . L'exposant m de cette équation peut être exprimé en fonction des conditions de cyclonage par :

$$m = 2.96 \left(\frac{D_c^2 h}{Q_f} \right)^{0.15} \exp(-1.58 R_v)$$

Le modèle de Plitt est couramment utilisé car il offre une prédiction complète du procédé en fonction de la géométrie du cyclone et des conditions opératoires sans avoir besoin, du moins en première approximation, d'avoir à estimer des constantes empiriques.

Cependant, ce modèle présente aussi quelques défauts. Une partie des résultats expérimentaux pris en compte sont directement ceux de Lynch and Rao (1975) effectués sur des hydrocyclones KREBS et de géométries classique. Les hydrocyclones utilisés par Plitt (1976) sont eux artisanaux et modulables mais toujours de géométrie classique. On peut ainsi se poser la question de la validité de ces corrélations pour des cyclones différents (constructeurs, formes et époques différents). De plus, ces résultats ne sont valables que pour des décharges en spray et ne permettent pas d'anticiper les performances d'un hydrocyclone hors de ce fonctionnement.

2.2.3 Modèle de Nageswararao

Nageswararao (1978) développa son modèle sous la supervision de Lynch et Elber et utilisa les mêmes hydrocyclones que Lynch and Rao (1975) (fabriquant KREBS et diamètres de 102mm à 381mm). Ce modèle est implémenté dans le simulateur statique JKSimMet. Comme les modèles de Lynch and Rao (1975) et Plitt (1976), il a été obtenu par régression de donnée expérimentales mais est ensuite formulé par le biais de rapport adimensionnels.

On peut trouver des expressions récentes du d_{50c} et de la répartition des flux R_f et R_v dans le travail de Nageswararao et al. (2004).

De nombreux détails sont disponibles dans l'ouvrage de Napier-Munn et al. (1996), comme la détermination de certaines constantes ainsi que les variations de ces constantes sous certaines conditions opératoires. Plusieurs publications ont montré que les valeurs de ces constantes ne sont pas universelles et doivent être calibrées dans les conditions réelles d'utilisation.

2.3 Commentaires sur les modèles empiriques

Comme tous les modèles empiriques reposent sur des constantes de calage déterminées expérimentalement, ils souffrent des problèmes communs à ce type de modélisation. Ainsi, d'après Coelho and Medronho (1993), les prédictions sont généralement correctes dans la gamme de conditions pour lesquelles ils ont été élaborés, mais leur extrapolation à de nouvelles situations doit être envisagée avec précaution. Les modèles de type Plitt ou Nageswararao font intervenir des constantes représentatives de la géométrie du matériel. Celles-ci doivent être extrapolées en calibrant les modèles pour de nouvelles géométries d'hydrocyclone. De plus, les expériences ont montré que les propriétés de l'alimentation, et notamment la concentration en solide ou la distribution de taille, affectaient les performances de l'hydrocyclone de manière souvent imprévisible, particulièrement la maille de coupure (d_{50c}). Il n'y a au final aucune garantie qu'un modèle avec des constantes déterminées en laboratoire ou grâce à des unités pilotes prédise fidèlement le fonctionnement sur un site industriel s'il est utilisé en dehors des conditions pour lequel il a été conçu.

Afin de réduire l'utilisation de l'eau nécessaire à la dilution de la suspension en amont de la séparation, il est essentiel de faire fonctionner les hydrocyclones avec des concentrations en solide les plus élevées possibles. En effet, lorsque la concentration en solide à l'alimentation devient importante le couplage entre le mouvement du fluide porteur et les trajectoires des particules peut conduire à un fonctionnement dégradé de l'appareil. La simulation numérique locale est un outil d'investigation privilégié pour étudier et comprendre l'origine des changements de régime de fonctionnement dans l'hydrocyclone.

3 Etat de l'art

3.1 Etude de l'écoulement

3.1.1 Etudes expérimentales

Kelsall (1952, 1953) a été le premier à mesurer directement les caractéristiques de l'écoulement. De fines particules d'aluminium ont été suivies dans un hydrocyclone de 75mm à l'aide d'un microscope équipé d'objectifs rotatifs. Cela a permis de mesurer les vitesses axiales et tangentielles en considérant les particules comme des traceurs de l'écoulement. Il a ainsi montré que la vitesse tangentielle présentait un maximum à 5mm de l'axe vertical de l'hydrocyclone et mis en évidence la présence de deux courants secondaires, une recirculation sous la cheminée et un court circuit entre l'entrée et la cheminée.

Ohashi and Maeda (1958) ont utilisé une technique photographique sur un hydrocyclone de 75mm mais avec une partie cylindrique plus longue et une cheminée plus courte que Kelsall (1952). Les vitesses des particules de polystyrène en suspension dans l'eau ont été mesurées grâce à des flashes stroboscopiques et confirment l'existence de plusieurs zones d'écoulement.

D'autres études mettant en oeuvre différentes techniques (immersion de sondes Pitot (Lilge, 1962), ciné-photographie (Knowles et al., 1973), ...) ont poursuivi les recherches pour une meilleure compréhension de l'hydrodynamique dans un hydrocyclone. C'est l'utilisation de la vélocimétrie laser (ou anémométrie laser Doppler (LDA)) qui va donner les résultats les plus intéressants. Cette technique non-invasive, beaucoup plus simple à mettre en place que les techniques antérieures et ne perturbant pas l'écoulement comme les sondes Pitot, est cependant limitée aux écoulements monophasiques transparents. Sur les nombreuses études disponibles (on peut citer par exemple Dabir and Petty (1984, 1986) et Gu and Li (1987)), les travaux de Hsieh (1988), Hsieh and Rajamani (1991), Monredon (1990), Monredon et al. (1992), Milin (1993) et Rajamani and Milin (1992) sont les plus cités dans la littérature. En effet, leur mesures LDA ont permis de caractériser précisément les profils de vitesse axiale et tangentielle dans l'intégralité d'un hydrocyclone de 75mm pour Hsieh (1988) et de 150mm pour Monredon (1990). Ces profils ont été depuis utilisés dans un grand nombre d'études, notamment pour les comparer à des résultats de simulation numérique. Ce travail ne fera pas exception et s'appuiera aussi sur ces mesures pour la validation des simulations en régime dilué (chapitre 4).

3.1.2 Etudes numériques

Les premières simulations numériques de l'écoulement à l'intérieur d'un hydrocyclone ont été menées dans les années 1990. On peut ainsi citer les résultats numériques de Hsieh (1988) qui ont accompagné l'ensemble de son travail expérimental. Le code de calcul mis en place a ensuite été utilisé et

amélioré par Monredon (1990) et Milin (1993). Du fait des limitations des moyens de calcul de l'époque, ces auteurs ont fait l'hypothèse d'axi-symétrie pour réduire le domaine de calcul à deux dimensions et une pseudo injection dans un anneau circulaire virtuel pour remplacer l'injection tangentielle. L'allure générale des courbes de partage et les tailles de coupure respectent globalement les résultats expérimentaux pour les particules de petite taille ($d_p \leq d_{50}$). En effet, leur modèle ne semble pas capable de prédire les court-circuits emportant vers la surverse des particules de toute taille, y compris les plus grosses. Selon les auteurs, la simplification de l'injection par un anneau serait responsable de cet écart par la forte sous-estimation des vitesses radiales. En effet, l'ensemble des mesures réalisées sur l'écoulement montrent un comportement non symétrique à l'intérieur de l'hydrocyclone résultant principalement de l'alimentation tangentielle. Cela invalide ainsi les géométries 2D simplifiées et montre la nécessité d'une représentation fidèle de l'injection. Ce point important de la simulation numérique des hydrocyclones sera revisité dans le chapitre 4 par la comparaison de trois géométries d'injection différentes afin de mettre en évidence la nécessité d'une reproduction fidèle de l'appareil expérimental.

L'augmentation continue des moyens de calculs et la meilleure description des modèles physiques ont depuis les travaux de Hsieh (1988) et Milin (1993) permis des progrès considérables pour la simulation des hydrocyclones en trois dimensions. Cependant, il est encore impossible de capturer numériquement toutes les caractéristiques de l'écoulement, notamment à cause de l'importante turbulence au sein de l'appareil, de l'anisotropie et de la nature triphasique (gaz-liquide-solide) de l'écoulement. Ainsi, Slack and Wraith (1997), Slack et al. (2000), Cullivan et al. (2004) ont réalisé des simulations numériques tri-dimensionnelles avec des modèles de turbulence différents. Hsieh (1988) utilisait un simple modèle de turbulence du premier ordre mais depuis, de nombreux modèles ont été développés et testés : Renormalization Group (RNG), Reynolds Stress Model (RSM) et plus récemment Large Eddy Simulation (LES). A cause de la forte anisotropie de l'écoulement, le modèle RSM semble naturellement mieux adapté que les modèles faisant l'hypothèse d'isotropie du tenseur des contraintes de Reynolds. Comme cela a été montré par Slack et al. (2000), la LES est actuellement l'approche la plus prometteuse pour la modélisation de la turbulence. Malheureusement, cette technique est très coûteuse en temps de calcul et nécessite des algorithmes avec une faible diffusion numérique, qui pose des problèmes de stabilité numérique. De plus, l'application de modèles LES à des écoulements denses diphasiques est encore un sujet ouvert en recherche.

Un autre point très important pour la représentativité physique des simulations est la modélisation de la phase gazeuse lorsqu'elle est présente. Ce point est présenté plus en détails dans la section 3.3.

3.2 Etudes de la géométrie

Rietema (1961) s'est penché sur la géométrie des hydrocyclones et sur les performances qui en découlent à partir d'une théorie basée sur le temps de séjour des particules dans l'hydrocyclone.

Il publie alors un article découpé en 4 parties :

- Partie I : Remarques Générales
- Partie II : Pertes de Charges dans les Hydrocyclones
- Partie III : Qualités de Séparation des Hydrocyclones
- Partie IV : Design des Hydrocyclones

Afin de garantir la meilleur séparation possible, cela le conduit à proposer les recommandations suivante pour la géométrie (voir figure 2.8) :

- $\frac{L}{D_c} \simeq 5$
- $\frac{D_i}{D_c} \simeq 0.28$
- $\frac{D_o}{D_c} \simeq 0.34$
- $\frac{l}{D_c} \simeq 0.4$

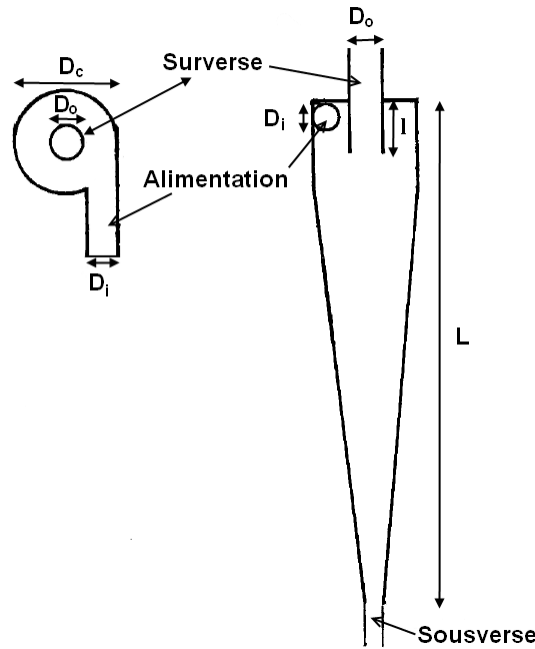


FIGURE 2.8: Dimensions d'un hydrocyclone par Rietema (1961).

A travers trois hydrocyclones de 22mm, 44mm et 88mm de diamètres et respectant les dimensions données par Rietema (1961), Medronho (1984) a pu vérifier l'exactitude de ces prévisions pour une concentration volumique en solide à l'alimentation de 1%. Cependant, pour des conditions d'utilisation plus fréquentes, les prédictions de Rietema se sont avérées décevantes. En effet, le « nombre caractéristique de l'hydrocyclone » définie par Rietema est alors deux fois supérieur au nombre théorique.

La simulation numérique permet d'envisager une multitude de géométrie avec une grande facilité. Avec un modèle de turbulence RSM, Wang and Yu (2006, 2008) ont modifié le diamètre de l'hydrocyclone, la longueur de la partie cylindrique ou la longueur du cône, puis, dans leur deuxième article, la géométrie de la cheminée. Delgadillo and Rajamani (2007) ont utilisé un modèle LES pour tester l'influence de plusieurs paramètres physiques mais aussi pour tester de nouvelles géométries. Ainsi, ils ont simulé un hydrocyclone avec un double cône, c'est à dire présentant une rupture de pente, ce qui améliore la séparation. La CFD peut ainsi permettre d'alléger le nombre de tests expérimentaux, qui restent néanmoins indispensables lors de l'optimisation du design d'un hydrocyclone.

3.3 Décharge et Cœur gazeux

Particulièrement utilisé dans l'industrie minière, on comprend aisément que le fonctionnement classificateur des hydrocyclones est privilégié afin de ne perdre aucun minerai par la surverse (généralement beaucoup plus lourd que l'eau, par exemple pour l'or $\rho_{or} = 19300 \text{ kg.m}^{-3}$). La décharge en boudin est donc à proscrire et n'a été que très peu étudiée. Néanmoins, Neesse et al. (2004) ont travaillé sur le point de transition entre une décharge en spray et une décharge en boudin qui est l'optimum entre la concentration en solide et la récupération en solide à la sousverse. En effet, une faible concentration en solide à l'alimentation donne une décharge en parapluie avec une fort taux de récupération du solide et de petits diamètre de coupe, alors qu'une forte concentration à l'alimentation donne une décharge en boudin fortement concentrée en particules. Neesse and Dueck (2007) ont aussi observé qu'en régime de décharge en boudin, un cœur gazeux résiduel subsistait dans l'hydrocyclone et venait se terminer sur le lit de particules (voir Figure 2.9). Cependant, la dimension réduite du cœur gazeux et l'absence de connexion avec l'atmosphère limite fortement son influence dans ce régime de fonctionnement.

Certains auteurs évoquent parfois simplement la présence et la prise en compte du cœur gazeux sans néanmoins réellement l'étudier (Bhaskar et al. (2007), Narasimha et al. (2005)). Depuis une dizaine d'années, de nombreuses publications sur les hydrocyclones soulignent l'importance de la présence d'un cœur gazeux. Une méthode développée pour la simulation d'écoulements à interface déformable (VOF - Volume Of Fluid) peut être couplée à un modèle de turbulence de champs moyen ou à une simulation des grandes échelles (Wang and Yu (2006); Delgadillo and Rajamani (2007); Chu et al. (2009); Brennan (2006)). Cependant, il n'y a eu aucune validation fiable de l'utilisation simultanée de toutes ces approches de simulation pour les écoulements polyphasiques. De nombreuses questions de modélisation restent ouvertes quant à la mise en oeuvre de simulations couplées LES-VOF chargées en particules solides.

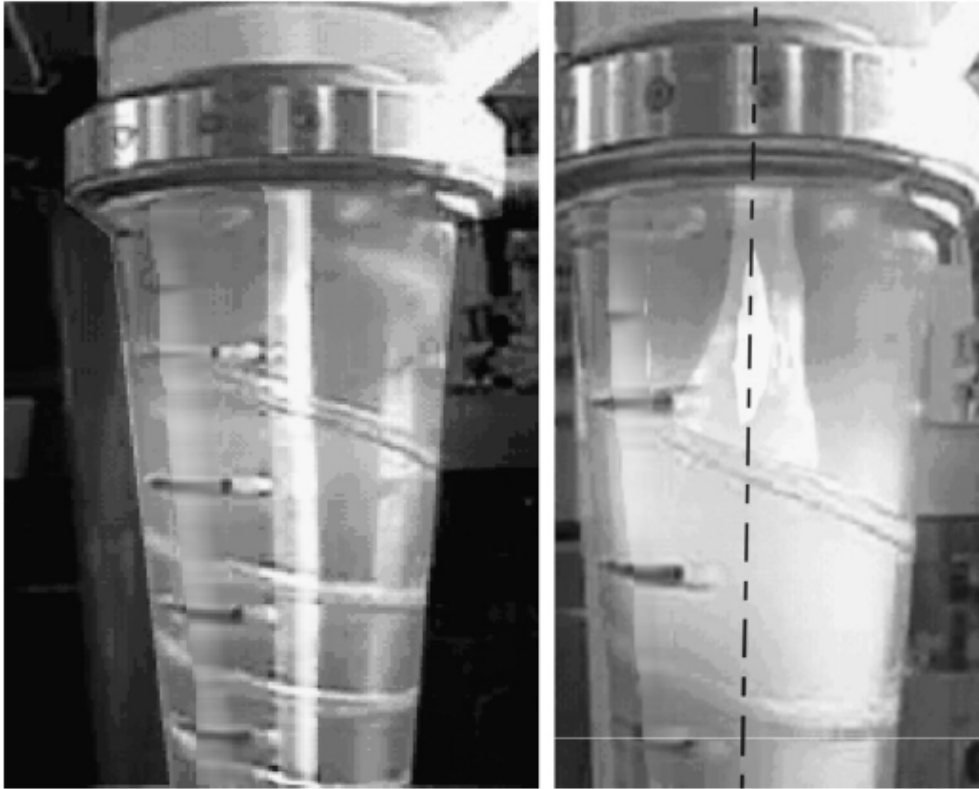


FIGURE 2.9: Cœur gazeux dans un hydrocyclone transparent de 75mm de diamètre fonctionnant à faible puis à forte charge de billes de verre de 2mm de diamètre par Neesse and Dueck (2007).

On peut trouver dans la littérature quelques articles spécifiques consacrés au comportement du cœur gazeux (Sripriya et al., 2007; Neesse and Dueck, 2007; Dyakowski and Williams, 1995; Doby et al., 2008; Gupta et al., 2008; Evans et al., 2008). D'après ces études, le cœur gazeux est le résultat de la forte perte de charge à l'intérieur du cyclone, et que cette perte d'énergie pourrait réduire l'efficacité de la séparation. Certains auteurs ont ainsi tenté de supprimer cette phase gazeuse en immergeant la sousverse dans de l'eau (Quian et al. (1989); Golyk (2006)) afin de mesurer l'impact sur les profils de vitesses. Quian et al. ont conclu que l'hydrocyclone était alors un peu plus efficace mais que sa capacité de traitement était diminuée. Golyk a quant à lui observé que malgré l'absence de connexion avec l'air, un mince cœur gazeux pouvait se constituer par accumulation de bulles piégées par la pompe ou grâce au gaz dissous.

3.4 Conditions concentrées

Peu d'études ont été consacrées au comportement des hydrocyclones en conditions concentrées et encore moins concernant la décharge en boudin.

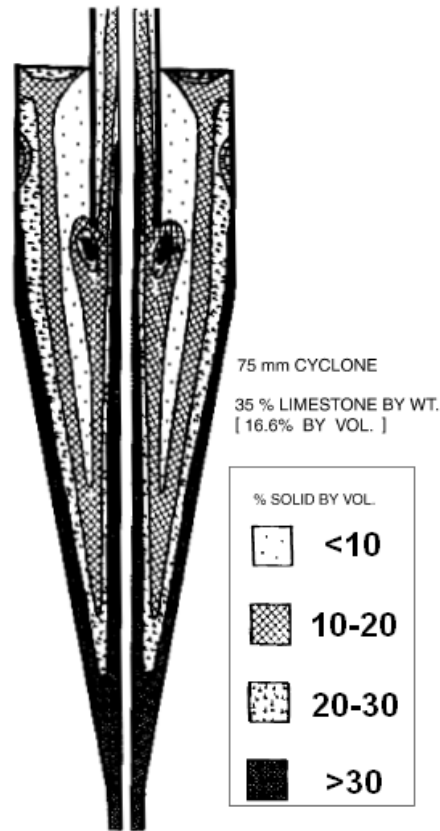


FIGURE 2.10: Distribution spatiale de la fraction volumique de solide prédite par Rajamani and Milin (1992).

Rajamani and Milin (1992) ont réalisé plusieurs essais pilotes pour ajuster leur modèle numérique. C'est à partir de ce modèle qu'ils ont proposé la distribution spatiale de la fraction volumique en solide présentée sur la Figure 2.10 pour une concentration de 35wt% en solide à l'alimentation (calcaire $\rho_s = 2700\text{kg.m}^3$ de taille maximale 300 μm avec $d_{50} = 20\mu\text{m}$). On distingue clairement différentes zones : la partie cylindrique (concentration volumique de l'ordre de 10%), le sédiment plaqué sur les parois du cylindre et du cône (très concentré $\geq 30\%$) et la zone centrale où le fluide est aspiré vers le haut et entraînent des particules (en général les plus fines). Les deux îlots plus concentrés en dessous du tube de surverse sont provoqués par le court-circuit avec l'alimentation. Une partie du flux n'est pas soumise à la séparation centrifuge et est directement aspiré par la surverse. La partie centrale est occupée par un cœur gazeux entraînant en remontant des particules vers la surverse.

Doheim et al. (1987) ont aussi étudié expérimentalement le comportement d'un hydrocyclone de 100mm de diamètre soumis à une forte concentration en solide, mais seulement avec une décharge en spray. Afin d'étudier l'influence de plusieurs paramètres, un plan d'expérience a été suivi pour

une concentration en solide comprise entre 10wt% et 50wt%, un diamètre de surverse compris entre 40 et 80mm, un diamètre de surverse compris entre 35 et 65mm et une longueur de tube de surverse comprise entre 25 et 175mm. La partie cylindrique est longue de 175mm et la pression d'alimentation est restée inchangée à 160kPa. Ils ont obtenu une bonne correspondance entre leur modèle empirique et les résultats expérimentaux et ont conclu que les paramètres les plus influents sont le diamètre de surverse, le diamètre de sousverse et la concentration en solide.

4 Conclusion

Grâce à la mise en rotation de la suspension à l'intérieur de l'hydrocyclone, la sédimentation peut être beaucoup plus rapide que dans un simple décanteur. Cependant, en fonction des conditions opératoires, plusieurs régimes de fonctionnement sont possibles : classificateur, épaisseur ou simple diviseur de flux.

Que ce soit expérimentalement ou numériquement, le comportement d'un hydrocyclone hors de son fonctionnement classificateur n'a pas été détaillé. De plus, avec une décharge en boudin, les modèles empiriques ne sont plus adaptés et il est très difficile de se faire une idée de l'écoulement interne lorsque le fluide est fortement chargé en particules. D'autre part, les études numériques se sont aussi focalisées sur la modélisation des hydrocyclones classificateurs fonctionnant avec une décharge en parapluie.

Afin de mieux appréhender le comportement d'un hydrocyclone déchargeant en boudin, il est nécessaire de réaliser des essais expérimentaux afin d'étudier les performances de séparation. Ces résultats pourront par la suite servir de base pour l'élaboration de modèles ou pour comparer à des résultats de simulation numérique.

5 Références

- K.U. Bhaskar, Y.R. Murthy, M.R. Raju, S. Tiwari, J.K. Srivastava, and N. Ramakrishnan. CFD simulation and experimental validation studies on hydrocyclone. *Minerals Engineering*, 20(1) :60–71, 2007.
- D. Bradley. *The hydrocyclone*, volume 4. Pergamon, 1965.
- M. Brennan. CFD Simulations of Hydrocyclones with an Air Core Comparison Between Large Eddy Simulations and a Second Moment Closure. *Chemical Engineering Research and Design*, 84(6) :495–505, 2006.
- K.W. Chu, B. Wang, A.B. Yu, and A. Vince. CFD-DEM modelling of multiphase flow in dense medium cyclones. *Powder Technology*, 193 : 235–247, 2009.
- M.A.Z. Coelho and R.A. Medronho. An evaluation of the plitt and lynch & rao models for the hydrocyclones. In *Proc. 4th Int. Conference on Hydrocyclones*, 1993.
- J.C. Cullivan, R.A. Williams, T. Dyakowski, and C.R. Cross. New understanding of a hydrocyclone flow field and separation mechanism from computational fluid dynamics. *Minerals Engineering*, 17(5) :651–660, 2004. ISSN 0892-6875.
- B. Dabir and C.A. Petty. Laser doppler anemometry measurements of tangential and axial velocities in a hydrocyclone operating without an air core. In *Proc. 2nd Int. Conf. Hydrocyclones*, 1984.
- B. Dabir and C.A. Petty. Measurements of mean velocity profiles in a hydrocyclone using laser doppler anemometry. *Chemical engineering communications*, 48(4-6) :377–388, 1986.
- J.A. Delgadillo and R.K. Rajamani. Exploration of hydrocyclone designs using computational fluid dynamics. *International Journal of Mineral Processing*, 84(1-4) :252–261, 2007.
- M.J. Doby, A.F. Nowakowski, I. Yiu, and T. Dyakowski. Understanding air core formation in hydrocyclones by studying pressure distribution as a function of viscosity. *International Journal of Mineral Processing*, 86 (1-4) :18–25, 2008.
- M.A. Doheim, G.A. Ibraheim, and A.A. Ahmed. Modelling of hydrocyclones at high feed solids concentrations. *Chemical engineering journal*, 34(2) : 81–88, 1987.
- T. Dyakowski and R.A. Williams. Prediction of air-core size and shape in a hydrocyclone. *International journal of mineral processing*, 43(1-2) :1–14, 1995.

- W.K. Evans, A. Suksangpanomrung, and A.F. Nowakowski. The simulation of the flow within a hydrocyclone operating with an air core and with an inserted metal rod. *Chemical Engineering Journal*, 143(1-3) :51–61, 2008.
- V. Golyk. *Characterization of the operational state of hydrocyclones using vibration measurements (in German)*. PhD thesis, Dissertation, University Erlangen-Nuremberg, Germany., 2006.
- F. Gu and W. Li. Measurement and study of velocity field in various cyclones by use of laser doppler anemometry. In *Proc. 3rd Int. Conf. Hydrocyclones*, 1987.
- R. Gupta, M.D. Kaulaskar, V. Kumar, R. Sripriya, B.C. Meikap, and S. Chakraborty. Studies on the understanding mechanism of air core and vortex formation in a hydrocyclone. *Chemical Engineering Journal*, 144(2) :153–166, 2008.
- R. Houot and R. Joussemet. Classification hydraulique en dimensions. *Techniques de l'ingénieur*, 1996.
- K.T. Hsieh. *Phenomenological model of the hydrocyclone*. PhD thesis, Dept. of Metallurgical Engineering, University of Utah, 1988.
- K.T. Hsieh and R.K. Rajamani. Mathematical model of the hydrocyclone based on physics of fluid flow. *AIChE Journal*, 37(5), 1991.
- E.G. Kelly and D.J. Spottiswood. *Introduction to mineral processing*. John Wiley & Sons, 1982.
- D.F. Kelsall. A study of the motion of solid particles in a hydraulic cyclone. *Chemical Engineering Research and Design*, 30(a) :87–108, 1952.
- D.F. Kelsall. A further study of the hydraulic cyclone. *Chemical Engineering Science*, 2(2) :254–272, 1953.
- R.P. King. *Modeling and Simulation of Mineral Processing Systems*. Butterworth-Heinemann, 2001.
- S.R. Knowles, D.R. Woods, and I.A. Feuerstein. The velocity distribution within a hydrocyclone operating without an air core. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 51(3) :263–271, 1973.
- E.O. Lilge. Hydrocyclone fundamentals. *Trans. Inst. Chem. Eng.*, 2001(71), 1962.
- AJ Lynch. *Mineral crushing and grinding circuits*. Elsevier, 1977.
- A.J. Lynch and T.C. Rao. Modelling and scale-up of hydrocyclone classifiers. In *Proc. 11th Int. Min. Process. Congr*, 1975.

-
- R.A. Medronho. *Scale-up of hydrocyclones at low feed concentrations*. PhD thesis, PhD Thesis, University of Bradford, Bradford, UK, 1984.
- L. Milin. Advances in the fluid flow modeling of the hydrocyclone. Master's thesis, Dept. of Metallurgical Engineering, University of Utah, 1993.
- T. Monredon. *Hydrocyclone : investigation of the fluid-flow model*. PhD thesis, Dept. of Metallurgical Engineering, University of Utah, 1990.
- T.C. Monredon, K.T. Hsieh, and R.K. Rajamani. Fluid flow model of the hydrocyclone : an investigation of device dimensions. *International journal of mineral processing*, 35(1-2) :65–83, 1992.
- K. Nageswararao. *Further developments in the modelling and scale up of industrial hydrocyclones*. PhD thesis, University of Queensland, 1978.
- K. Nageswararao, D.M. Wiseman, and T.J. Napier-Munn. Two empirical hydrocyclone models revisited. *Minerals engineering*, 17(5) :671–687, 2004.
- T.J. Napier-Munn, S. Morrell, R.D. Morrison, and Kojovic T. *Mineral comminution circuits : their operation and optimisation*. Julius Kruttschnitt Mineral Research Centre, 1996.
- M. Narasimha, R. Sripriya, and PK Banerjee. Cfd modelling of hydrocyclone–prediction of cut size. *International Journal of Mineral Processing*, 75(1-2) :53–68, 2005.
- T. Neesse and J. Dueck. Air core formation in the hydrocyclone. *Minerals Engineering*, 20(4) :349–354, 2007.
- T. Neesse, M. Schneider, J. Dueck, V. Golyk, S. Buntentbach, and H. Tiefel. Hydrocyclone operation at the transition point rope/spray discharge. *Minerals engineering*, 17(5) :733–737, 2004. ISSN 0892-6875.
- H. Ohashi and S. Maeda. Motion of water in a hydraulic cyclone. *Chem. Eng. Japan*, 22 :200, 1958.
- L.R. Plitt. A mathematical model of the hydrocyclone classifier. *CIM bulletin*, 69(776) :114–123, 1976.
- L. Quian, D. Changlie, X. Jirun, Y. Lixin, and X. Guangai. Comparison of the performance of water-sealed and commercial hydrocyclones. *International Journal of Mineral Processing*, 25(3-4) :297–310, 1989.
- R.K. Rajamani and L. Milin. Fluid-flow model of the hydrocyclone for concentrated slurry classification. *Hydrocyclones : analysis and applications*, 12 :95, 1992.

-
- K. Rietema. Performance and design of hydrocyclones I, II, III, IV. *Chemical Engineering Science*, 15 :298–325, 1961.
- A. Rushton, A.S. Ward, R.G. Holdich, A. Rushton, AS Ward, and RG Holdich. *Solid-liquid filtration and separation technology*. Wiley Online Library, 2000.
- M.D. Slack and A.E. Wraith. Modelling the velocity distribution in a hydrocyclone. In *Proc. 4th International Colloquium on Process Simulation*, volume 65, page 83, 1997.
- MD Slack, RO Prasad, A. Bakker, and F. Boysan. Advances in cyclone modelling using unstructured grids. *Trans. IChemE*, 78 :1098–1104, 2000.
- R. Sripriya, M.D. Kaulaskar, S. Chakraborty, and B.C. Meikap. Studies on the performance of a hydrocyclone and modeling for flow characterization in presence and absence of air core. *Chemical Engineering Science*, 62 (22) :6391–6402, 2007.
- L. Svarovsky. *Solid-liquid separation*. Butterworth-heinemann, 2000.
- B. Wang and A.B. Yu. Numerical study of particle–fluid flow in hydrocyclones with different body dimensions. *Minerals Engineering*, 19(10) : 1022–1033, 2006.
- B. Wang and AB Yu. Numerical study of the gas-liquid-solid flow in hydrocyclones with different configuration of vortex finder. *Chemical Engineering Journal*, 135(1-2) :33–42, 2008.

Expériences

3

Sommaire

1	Banc expérimental	39
1.1	Hydrocyclone	39
1.2	Présentation du banc complet	41
1.3	Silice	43
2	Prélèvements et mesures	43
2.1	Débitmètre	43
2.1.1	Monophasique : Mesure du débit d'eau . .	44
2.1.2	Diphasique : Mesure du débit en présence de silice	45
2.2	Echantillonnage	47
2.3	Granulomètre	47
2.3.1	Principe	47
2.3.2	Méthodologie	48
2.4	Réconciliation des données	49
3	Résultats	52
3.1	Décharge en parapluie : régime dilué	53
3.1.1	Influence du débit	53
3.1.2	Influence de la concentration	56
3.1.3	Synthèse des résultats pour les faibles concentration en solide	59
3.2	Entrée fortement chargée en particules	60
3.2.1	Influence de la concentration	60
3.2.2	Influence du diamètre de la sousverse . . .	64
3.2.3	Influence de la longueur du corps cylindrique	67
4	Conclusion	69
5	Références	71

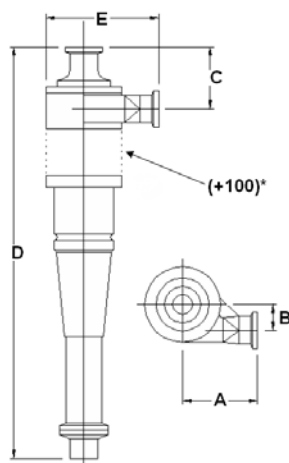
Alors qu'il existe des données dans la littérature pour des solutions diluées et des décharges en spray, les régimes denses et les décharges en boudin sont beaucoup plus rares. Afin de s'appuyer sur des résultats expérimentaux maîtrisés et de disposer d'un maximum d'informations, un montage expérimental dédié a été mis en place. A partir de ce montage, les performances macroscopiques de séparation (courbe de partage, d_{50c} , R_f) ont pu être obtenues pour les régimes de fonctionnement en classificateur, épaississeur et diviseur de débit. Aucun dispositif de visualisation n'a été monté et seules les distributions granulométriques des différents flux ont été analysées.

1 Banc expérimental

1.1 Hydrocyclone

Les différents hydrocyclones de NEYRTEC MINERAL, constitués d'éléments modulaires, interchangeables et construits en divers matériaux, se différencient par leur taille de coupure respective et par leur débit possible d'alimentation. Ainsi, le modèle *HC100* (diamètre de 100 mm), fabriqué en polyuréthane, a été conçu pour fonctionner dans une gamme de débit allant de 7 à 13 m³.h⁻¹ pour une maille de coupure comprise entre 7 et 18 µm.

Tous les accessoires nécessaires (pompes, vannes, liaisons, instrumentation, etc.) nécessaires au fonctionnement du pilote ont été fournis par NEYRTEC MINERAL et seront présentés dans la section 1.2.



Cyclone dimensions (mm)	A	B	C	D	E
	140	56	109	760 (+100)*	236

* : pour chaque rehausse supplémentaire

FIGURE 3.1: Données géométriques de l'hydrocyclone *HC100*.

L'hydrocyclone est composé de parties interchangeables en polyurethane, ce qui permet de modifier la configuration et d'ajuster les performances de séparation (voir les spécifications techniques constructeur dans le Tableau 3.1). La partie cylindrique peut être allongée grâce à trois extensions de 100 mm et plusieurs diamètres de la buse de sousverse sont disponibles (6 mm, 10 mm, 14 mm et 18 mm). Les dimensions de l'hydrocyclone sont visibles sur la Figure 3.1. L'influence de différents paramètres a été étudiée sur une géométrie de référence comportant une extension cylindrique, de diamètre de surverse égal à 33 mm et de diamètre de sousverse de 18 mm. Cette géométrie a ensuite été modifiée par l'ajout d'une extension cylindrique (portant la longueur cylindrique totale à 200 mm) et par le remplacement de la sousverse par la buse de diamètre 6 mm.

Modèle	<i>HC 100</i>
Débit nominal (m^3/h)	7 - 13.5
Débit nominal (L/min)	117 - 225
Pression d'alimentation (kPa)	60 - 250
Maille de coupure (μm)	7 - 18
Temperature maximale ($^{\circ}C$)	60
Matériau	Polyurethane

Tableau 3.1: Données techniques générales.

L'intérêt de disposer de son propre banc experimental, outre le fait de gérer les conditions opératoires, est de connaître exactement la géométrie de l'hydrocyclone. On peut ainsi observer sur la Figure 3.2 que le tuyau d'injection se poursuit par un convergent et termine par une face rectangulaire et tangentielle à la partie cylindrique de l'hydrocyclone.

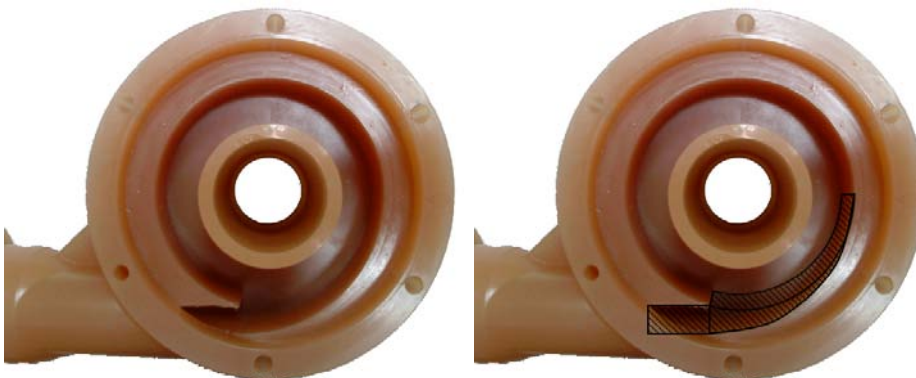


FIGURE 3.2: Injection tangentielle du HC100.

1.2 Présentation du banc complet

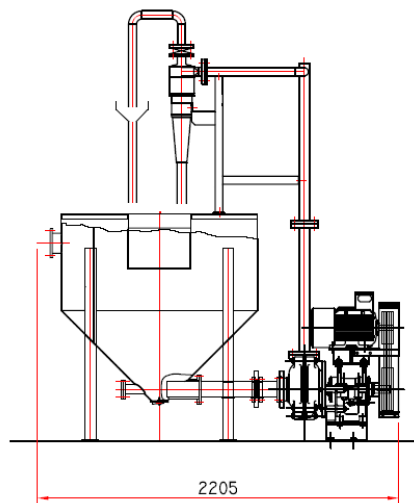


FIGURE 3.3: Banc expérimental.

Un schéma du montage complet est visible sur la Figure 3.3.

Le mélange alimentant l'hydrocyclone est stocké dans la cuve recevant aussi la sousverse et la surverse. De contenance maximale d'environ 1 m^3 , elle a été graduée afin de connaître le volume et la masse d'eau ajoutée.

Afin d'alimenter l'hydrocyclone par un mélange homogène, la mise en place d'un système d'agitation a été réalisée. L'agitateur *Milton Roy* décrit sur les Figures 3.4 et 3.5 comporte deux pales de 40 cm et est couplé à 4 contre-pales de 10 cm fixées sur les parois de la cuve afin d'éviter une rotation solide du mélange.

Ce mélange homogène est ensuite aspiré en bas de la cuve par une pompe centrifuge *WARMAN C40* de 2.2 kW. Le débit d'alimentation est mesurée par un débitmètre électromagnétique *FSM4000* produit par *ABB Automation Products GmbH*.

Le débitmètre électromagnétique fonctionne suivant le principe de Faraday : lorsqu'un liquide conducteur s'écoule à la vitesse V dans un tube de diamètre D et est traversé perpendiculairement par un champ magnétique B , alors une différence de potentiel électrique s'établit au sein du liquide. Les électrodes du débitmètre permettent la mesure de cette tension qui est convertie en vitesse puis en débit volumique. Cette différence de potentiel à l'intérieur de l'écoulement de liquide conducteur s'explique par le fait que

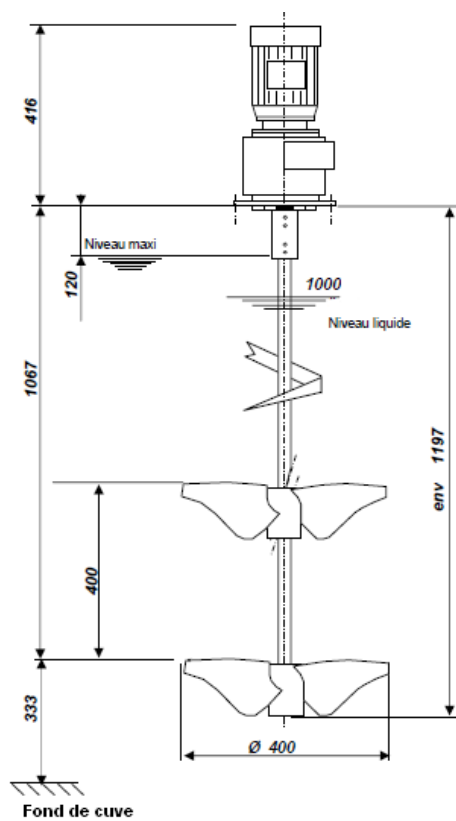


FIGURE 3.4: Schéma de l'agitateur *Milton Roy*.



FIGURE 3.5: Agitateur *Milton Roy*.

les charges positives (cations) et les charges négatives (anions) traversant le champ magnétique subissent la force de Laplace ($\vec{F} = q\vec{V} \wedge \vec{B}$) dans un sens opposé dû à leur charge q .

Ainsi, malgré l'ajout de silice à l'eau, le débitmètre électromagnétique peut continuer de mesurer la différence de potentiel au sein du liquide. Seulement, la valeur indiquée par le débitmètre correspond au débit volumique du mélange. En effet, pour une concentration volumique quelconque en particules, on considère qu'un disque de surface S est partagé en :

$$S = S_{\text{liquide}} + S_{\text{particules}}$$

On obtient alors les débits volumiques :

$$Q_{\text{liquide}} = VS_{\text{liquide}} \text{ et } Q_{\text{particules}} = VS_{\text{particules}}$$

avec V la vitesse du liquide et égale à celle des particules.

Le débitmètre, quant à lui, affiche

$$Q_{\text{débitmètre}} = VS$$

soit

$$Q_{\text{débitmètre}} = V(S_{\text{liquide}} + S_{\text{particules}}) = Q_{\text{liquide}} + Q_{\text{particules}} = Q_{\text{total}}$$

Un calibrage du débitmètre sera présenté au § 2.1 afin de vérifier cette théorie.

1.3 Silice

Du fait de la petite taille de coupure de l'hydrocyclone, la silice utilisée est cataloguée parmi les sables calibrés fins. Extrait par SIBELCO à Compiègne, le Millisil® C6 est composé à 98.8% de SiO_2 (voir composition dans le Tableau 3.2) ce qui permet de la considérer monodisperse en densité (masse volumique : 2650 kg.m^{-3}). Sa distribution granulométrique fournie par SIBELCO est visible sur la Figure 3.6.

2 Prélèvements et mesures

2.1 Débitmètre

Par construction, le débitmètre électromagnétique peut mesurer précisément le débit de liquides ou de mélange si la conductivité est supérieure à $20 \mu\text{S.cm}^{-1}$. Cependant, malgré la précision annoncé à 0.5% par le constructeur et la garantie de résultat pour une concentration en solide de 15%, un étalonnage a été réalisé en monophasique (eau seule) ainsi qu'à forte concentration solide (entre 30wt% et 50wt%).

Composé	Fraction massique
SiO ₂	> 98,8 %
Fe ₂ O ₃	< 417 ppm
Al ₂ O ₃	< 6399 ppm
TiO ₂	< 224 ppm
CaO	< 254 ppm
K ₂ O	< 4696 ppm

Tableau 3.2: Analyse chimique du Millisil® C6 d'après SIBELCO.

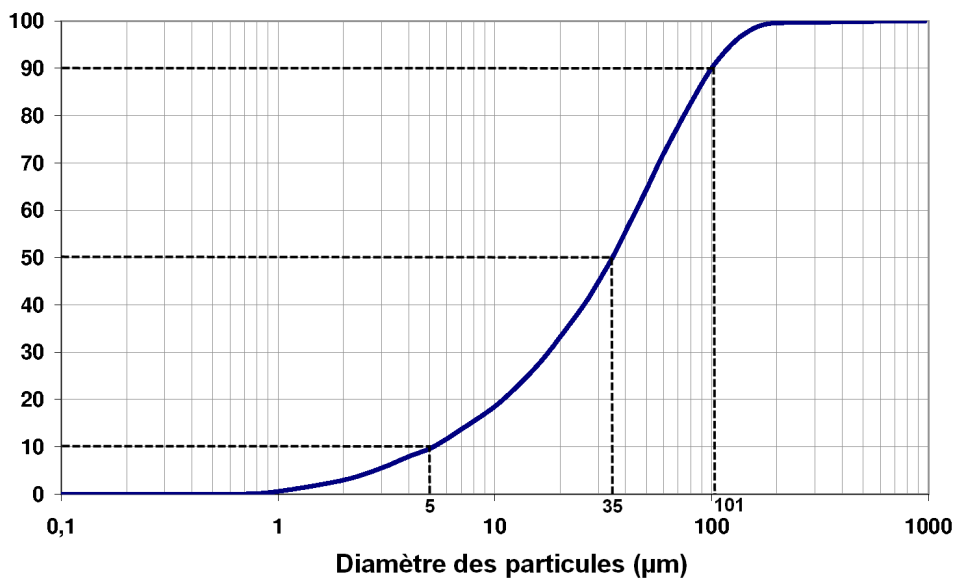


FIGURE 3.6: Distribution granulométrique du Millisil® C6 d'après SIBELCO.

2.1.1 Monophasique : Mesure du débit d'eau

Un récipient gradué d'une contenance maximale de 45 L a été utilisé pour mesurer le débit d'eau passant par la sousverse et la surverse de l'hydrocyclone. Le débit est calculé en chronométrant le temps nécessaire au volume mesuré dans le récipient pour s'écouler par la surverse ou la sousverse.

Afin d'estimer la moyenne (M) des débits obtenus, on construit un intervalle de confiance autour de la valeur expérimentale de la moyenne (\bar{x}) par la loi de Student. Cet intervalle de confiance bilatéral de la moyenne s'écrit :

$$M = \bar{x} \pm t_{1-\frac{\alpha}{2}}^{n-1} \frac{s}{\sqrt{n}}$$

avec

- \bar{x} = Valeur expérimentale de la moyenne
- n = Nombre de mesures
- ς = Risque choisi
- $t_{1-\frac{\varsigma}{2}}^{n-1}$ = Quantile d'ordre $\frac{\varsigma}{2}$ à $n - 1$ degrés de liberté
- s = Ecart type de l'échantillon ($= \sigma_{n-1}$)

Sachant que la moyenne du débit total est égale à la somme des moyennes des débits de surverse et de sousverse ($\bar{Q}_{\text{total}} = \bar{Q}_{\text{sousverse}} + \bar{Q}_{\text{surverse}}$) et que l'écart type global est égale à la racine de la somme des écarts types au carré ($\sigma_{\text{total}} = \sqrt{\sigma_{\text{sousverse}}^2 + \sigma_{\text{surverse}}^2}$), on obtient grâce aux paramètres statistiques présentés dans le Tableau 3.3 les valeurs des intervalles de confiances référencés dans le Tableau 3.4. La courbe d'étalonnage entre les valeurs relevées sur le débitmètre et les valeurs mesurées est représentée dans la Figure 3.7.

Nombre de mesures	Risque ς	$t_{1-\frac{\varsigma}{2}}^{n-1}$
8	1%	3,499

Tableau 3.3: Paramètres statistiques utilisés pour la vérification du débitmètre en monophasique.

Débitmètre		Mesures	
\bar{x} (kg/s)	\pm	\bar{x} (kg/s)	\pm
1,709	0,06%	1,723	0,85%
2,098	0,22%	2,095	0,71%
2,231	0,16%	2,236	0,50%
2,554	0,38%	2,557	0,92%

Tableau 3.4: Moyennes et intervalles de confiance pour la mesure du débit en régime monophasique.

Les débits mesurés correspondent parfaitement aux valeurs du débitmètre. Cette première validation permet d'être sûr du bon fonctionnement de l'appareil et d'avoir confiance dans les débits imposés lors de nos expériences. La justesse de la mesure est aussi très bonne, avec un écart-type relatif ($\frac{s}{\bar{x}}$) moyen de 1%.

2.1.2 Diphasique : Mesure du débit en présence de silice

De même que précédemment, la validation du débitmètre dans des conditions concentrées en silice était nécessaire pour reproduire numériquement

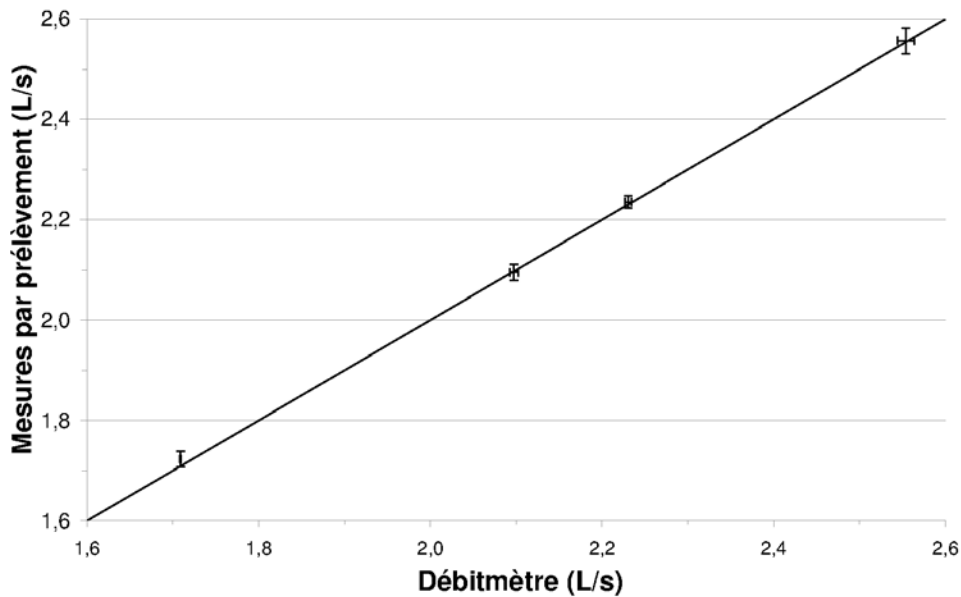


FIGURE 3.7: Courbe d'étalonnage entre les valeurs mesurées par prélèvement et celles relevées sur le débitmètre.

les tests expérimentaux. Contrairement au cas monophasique où le volume d'eau était estimé, il a fallu peser les échantillons et les chronométrer dans le même temps. Les prélèvements étaient donc plus petits, ce qui augmente l'erreur relative. Les paramètres statistiques sont données dans le Tableau 3.5 et les résultats sur la Figure 3.8.

Nombre de mesures	Risque ς	$t_{1-\frac{\varsigma}{2}}^{n-1}$
3	1%	9,92

Tableau 3.5: Paramètres statistiques utilisés pour la vérification du débitmètre en polyphasique concentré.

Malgré des résultats moins précis que dans le cas monophasique, on observe une bonne adéquation entre la valeur donnée par le débitmètre électromagnétique et les valeurs mesurées et ce jusqu'à 50wt%. Il apparaît cependant un biais probablement dû à une sous-estimation du temps. Le débit mesuré par prélèvement est très sensible au temps chronométré (une erreur systématique de plus ou moins une seconde est représenté sur la figure 3.8).

La bonne correspondance entre les prélèvements et le débitmètre nous permet de faire confiance à la valeur affichée par l'appareil en toute situation.

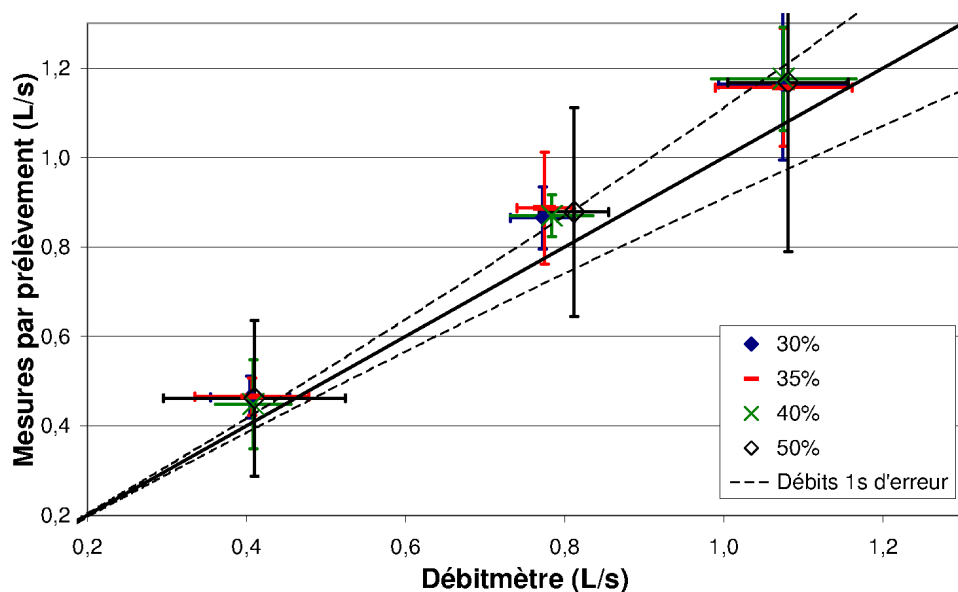


FIGURE 3.8: Courbe d'étalonnage entre les valeurs mesurées par prélèvement (entre 30wt% et 50wt%) et celles relevées sur le débitmètre.

2.2 Echantillonnage

Les prélèvements ont été réalisés par de multiples aller-retours sous chacun des flux sortants de l'hydrocyclone. Un récipient coupant l'intégralité des flux sortants à la sousverse et à la surverse permet de collecter une quantité négligeable d'eau et de silice (<500gr) devant le total contenu dans la cuve (>500kg). Cela permet de supposer le contenu de la cuve comme étant constant. L'échantillonnage du contenu de la cuve a été réalisé par la même méthode en faisant fonctionner la pompe à basse vitesse afin de ne pas mettre en charge l'hydrocyclone et de n'avoir un écoulement que par la sousverse.

2.3 Granulomètre

2.3.1 Principe

Les analyses granulométriques ont été réalisées à l'aide d'un granulomètre laser *Malvern Mastersizer 2000 HydroS*. Le principe de l'appareil se base sur la diffraction et la réflexion de la lumière (Kippax, 2005) par les particules. Le rayon incident est ainsi réfléchi et diffracté tout autour de la particule, ce qui divise la puissance initiale. Les nombreux capteurs placés dans différentes positions captent ces rayons et reconstituent une image de diffraction propre à la particule. Pour cela, l'hypothèse de sphéricité des particules est adoptée. Grâce aux propriétés optiques du fluide porteur et des particules (coefficients de réflexion et de diffusion), l'image de diffraction

est traduite en une sphère. Le granulomètre fonctionne ainsi dans des régimes très dilués, où les interactions optiques entre particules sont minimales. En effet, il ne faut pas que deux particules dévient le même rayon incident, sinon l'image de diffraction obtenue et donc la taille déduite serait erronée. Pour pouvoir remonter à l'ensemble de la granulométrie, il faut ainsi réaliser de nombreuses images de diffraction pour déterminer la distribution de taille correcte.

Dans le cadre de notre étude, la silice broyée utilisée est morphologiquement proche d'une sphère et sa faible taille minimise les erreurs d'interprétations sur les diamètres. Les mesures sont cependant très sensibles aux propriétés optiques des particules (Table 3.6). Ainsi, un écart même assez faible sur les indices peut entraîner une interprétation de l'image de diffraction aberrante en faisant apparaître des particules fictives de petit diamètre. L'indice de réfraction (ou indice optique) retenu est celui qui minimise les résidus de l'ajustement des images de diffraction et est dans la gamme des valeurs usuelles rencontrées pour de la silice avec un laser.

Indice de réfraction	Indice d'absorption
1,485	0,0

Tableau 3.6: Propriétés optiques retenus pour la silice.

2.3.2 Méthodologie

L'analyse granulométrique se fait sur un prélèvement de très faible masse. Ainsi, il faut être absolument certain que ce prélèvement est représentatif de l'ensemble de l'échantillon. Les différentes étapes de l'analyse granulométrique sont présentées sur la Figure 3.9.

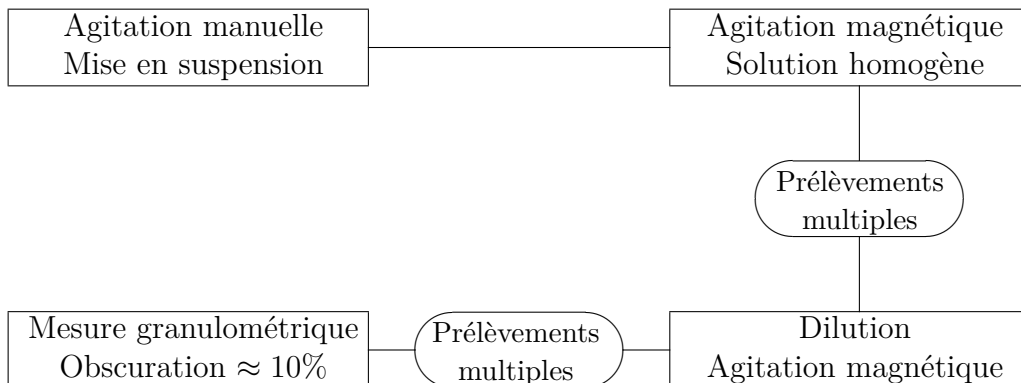


FIGURE 3.9: Méthodologie de l'échantillonnage.

La première étape est le décollement et la mise en suspension de la silice sédimentée dans le récipient. Cela a été fait manuellement par une forte

agitation du flacon. Puis, la suspension est homogénéisée par agitation magnétique. Une dilution de l'échantillon est nécessaire notamment lorsque la concentration en solide augmente. Ainsi, pour ne pas insérer trop de particules dans le granulomètre laser et ainsi fausser les mesures par diffraction multiple, plusieurs prélèvements effectués à différents endroits du flacon sont versés dans un erlenmeyer pour dilution. Cet erlenmeyer est ensuite lui aussi agité et plusieurs prélèvements sont réalisés et ajoutés dans la cuve du granulomètre. L'obscurité choisie pour les mesures est d'environ 10%, ce qui est bien dans la plage de fonctionnement du granulomètre (obturation entre 1% et 15%).

2.4 Réconciliation des données

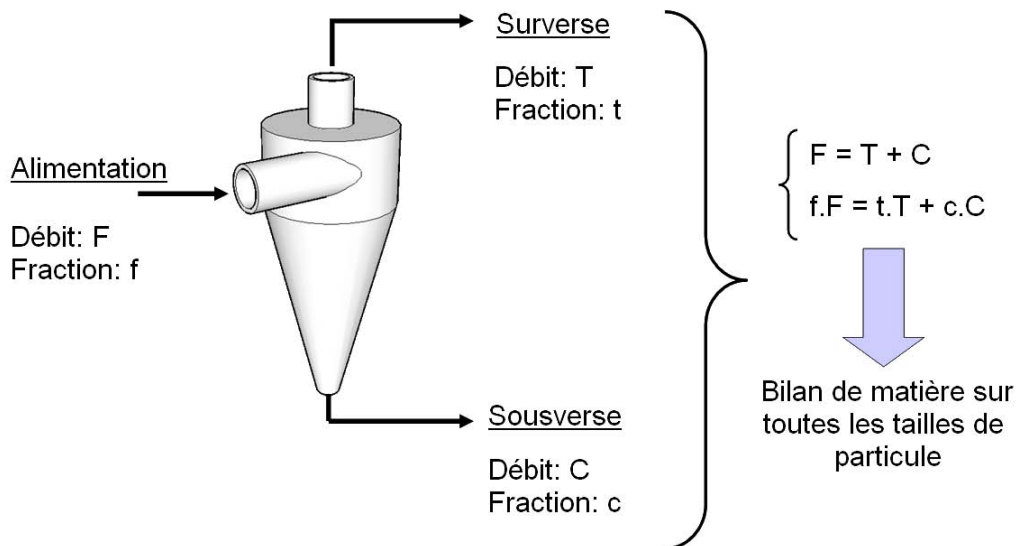


FIGURE 3.10: Principe de la réconciliation de données.

La réconciliation de données est rendue obligatoire par la non-exactitude des distributions granulométriques obtenues. En effet, les erreurs liées aux instabilités de l'hydrocyclone, aux prélèvements et aux dilutions ne permettent pas d'obtenir un bilan de matière cohérent. Comme expliqué brièvement par la figure 3.10, les distributions granulométriques obtenues par diffractométrie permettent d'avoir autant de bilan de matière que de classes granulométriques. Ainsi, la fraction de solide κ récupérée à la sousverse s'écrit en fonction des débits massiques totaux ou des fractions massiques, selon :

$$\kappa = \frac{C}{F} = \frac{f - t}{c - t}$$

C et F sont les débits massiques de solide à la sousverse et à l'alimentation. f , t et c sont les fractions massique d'une classe de particule dans les flux d'alimentation, de surverse et de sousverse.

Cette valeur de κ peut ainsi être calculée pour chaque classe de particule. Dans le cas idéal où la mesure respecte parfaitement le bilan de matière, on obtient une unique valeur de κ pour toutes les tailles, mais dans le cas contraire, il découle de chaque taille de particule une valeur de κ différente.

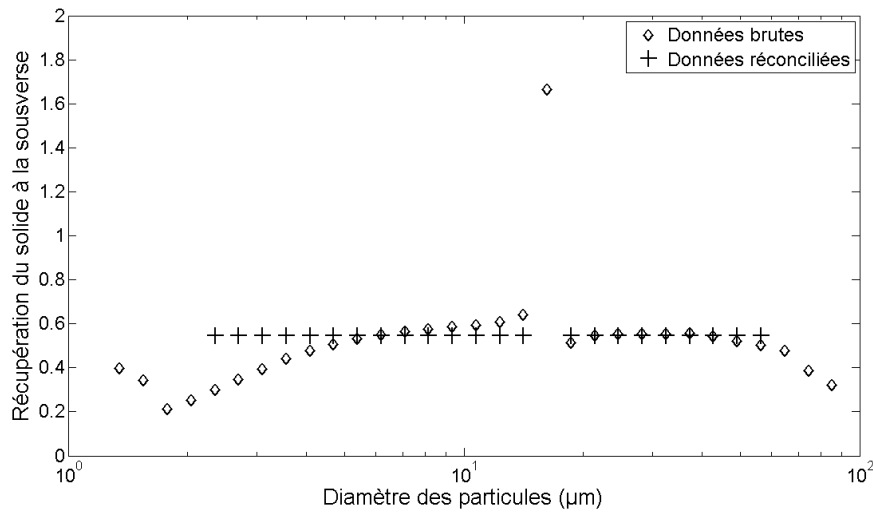


FIGURE 3.11: Exemple de réconciliation de données.

La méthode de réconciliation de données utilisée est classique (pour plus de détails, se reporter au chapitre 7 de l'ouvrage de Lynch (1977) ou au livre de Napier-Munn et al. (1996)). Afin de retrouver des données granulométriques cohérentes avec le bilan de matière (on parle alors de données réconciliées), il convient de minimiser la somme des carrés des erreurs pour chaque classe i de particule (avec l'erreur $\Delta_i = f_i - \kappa c_i - (1 - \kappa)t_i$). Les données clairement erronées ($\kappa \notin [0,1]$) ou peu représentatives comme les queues de la distribution sont ainsi exclues du calcul de la valeur la plus probable de κ . La valeur corrigée $\hat{\kappa}$ s'écrit alors :

$$\hat{\kappa} = \frac{\sum_i (f_i - t_i)(c_i - t_i)}{\sum_i (c_i - t_i)^2}$$

Un exemple de réconciliation de données est présenté sur la figure 3.11. Les queues de la distribution granulométrique qui représentent chacune 1% en masse de l'ensemble de la distribution, ainsi que les valeurs dépassant la récupération maximale théorique ont été éliminées du calcul de $\hat{\kappa}$. La réconciliation s'effectue alors sur 98% de la masse de l'échantillon moins les valeurs aberrantes de κ .

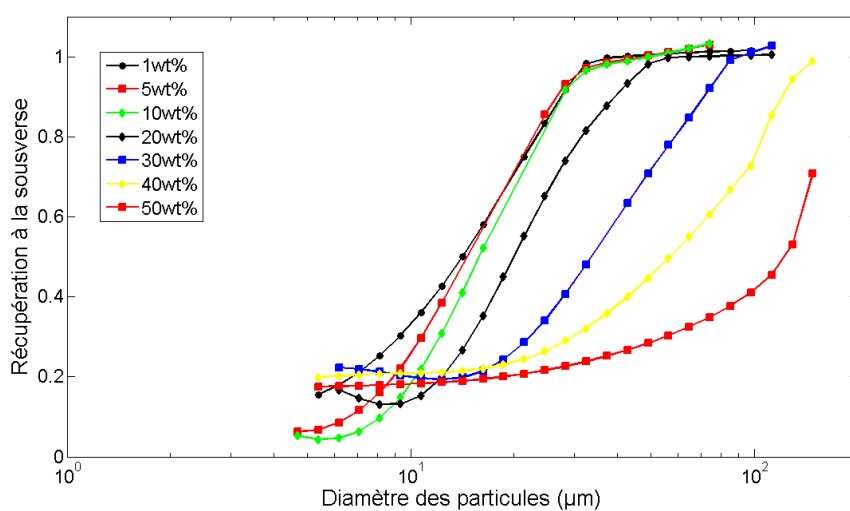
Une fois la meilleure estimation du partage de solide réalisée, les distributions granulométriques doivent être ajustées pour être consistantes avec le bilan de matière. Cela se fait par la méthode classique des multiplicateurs de Lagrange (notés λ_i) :

$$\begin{aligned}\hat{f}_i &= f_i - \lambda_i \\ \hat{c}_i &= c_i - (-\hat{\kappa}\lambda_i) \\ \hat{t}_i &= t_i - (-(1 - \hat{\kappa})\lambda_i) \\ \lambda_i &= \frac{f_i - \hat{\kappa}c_i - (1 - \hat{\kappa})t_i}{1 + \hat{\kappa}^2 + (1 - \hat{\kappa})^2}\end{aligned}$$

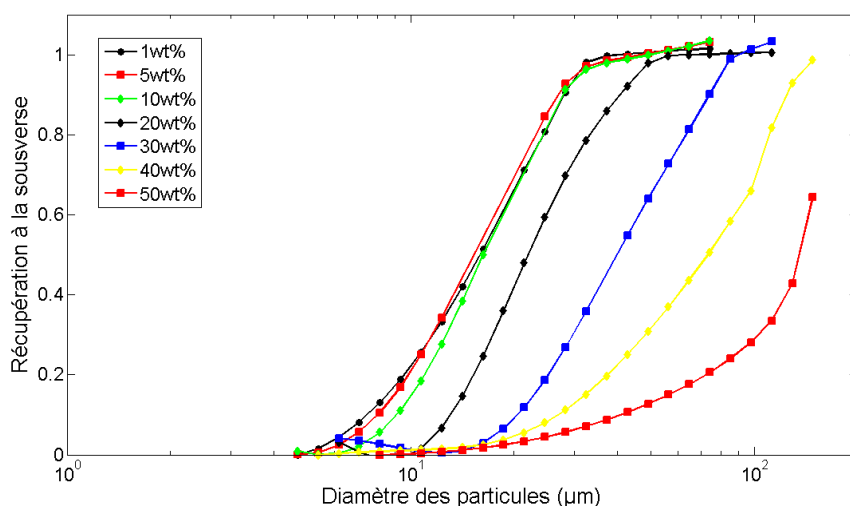
Ainsi, les valeurs réconciliées \hat{f}_i , \hat{c}_i et \hat{t}_i qui vérifient le bilan de matière initial, peuvent être utilisées pour déterminer la courbe de partage de l'hydrocyclone.

3 Résultats

Les résultats expérimentaux ont été séparés en deux parties, pour des concentrations inférieures et supérieures à $10\text{wt}\%$. En effet, le comportement classique d'un hydrocyclone fonctionnant avec une décharge en parapluie est ici confiné pour les plus faibles concentrations et avec la sousverse la plus large, de 18mm diamètre. De plus, comme on peut l'observer sur la Figure 3.12, les courbes de partage dans cette configuration semblent n'être sensibles à la concentration qu'à partir de cette limite.



(a)



(b)

FIGURE 3.12: Courbes de partage (a) réelles et (b) corrigées pour des concentrations en solide à l'alimentation allant de $1\text{wt}\%$ à $50\text{wt}\%$ avec deux rehausses et une sousverse de 18mm diamètre.

Pour le régime dit « dilué », l'influence de plusieurs paramètres opératoires sur la performance de séparation de l'hydrocyclone a été étudiée dans la section 3.1. Pour des alimentations à plus haute teneur en solide, les paramètres les plus influents sur le comportement hydrodynamique et le pouvoir séparatif de l'appareil ont été mis en évidence dans la section 3.2.

3.1 Décharge en parapluie : régime dilué

Usuellement utilisés comme classificateurs, les hydrocyclones présentent dans ce cas une décharge sous forme de spray à la sousverse. Comme présenté sur la Figure 3.13, la concentration en solide à l'alimentation impacte visuellement le flux à la sousverse. En effet, la concentration (par la couleur et l'aspect visqueux) augmente à la sousverse et le comportement (par la forme du spray) évolue de façon corrélée. Une étude de la performance de séparation est présentée dans les paragraphes suivants.



FIGURE 3.13: Photographies de la décharge en parapluie pour des concentrations en solide à l'alimentation de 1wt%, 5wt% et 10wt% avec deux rehausses et une sousverse de 18mm diamètre.

3.1.1 Influence du débit

L'augmentation du débit d'alimentation permet théoriquement une meilleure séparation (diminution du d_{50} , augmentation de la raideur de la courbe ($\frac{d_{25}}{d_{75}}$)) grâce à une vitesse centrifuge plus importante. Ainsi, pour notre géométrie de référence (une rehausse et diamètre de la buse de sousverse égal à 18mm), trois débits d'alimentation ont été comparés ($1,5 \text{ L.s}^{-1}$ (0,4 bar), $2,2 \text{ L.s}^{-1}$ (0,9 bar) et $2,8 \text{ L.s}^{-1}$ (1,35 bar)) pour trois concentrations en solide à l'alimentation (1wt%, 5wt% et 10wt%).

Les résultats obtenus sur la figure 3.14 présentent une forte similitude. L'allure générale des courbes et les tendances obtenues sont similaires pour

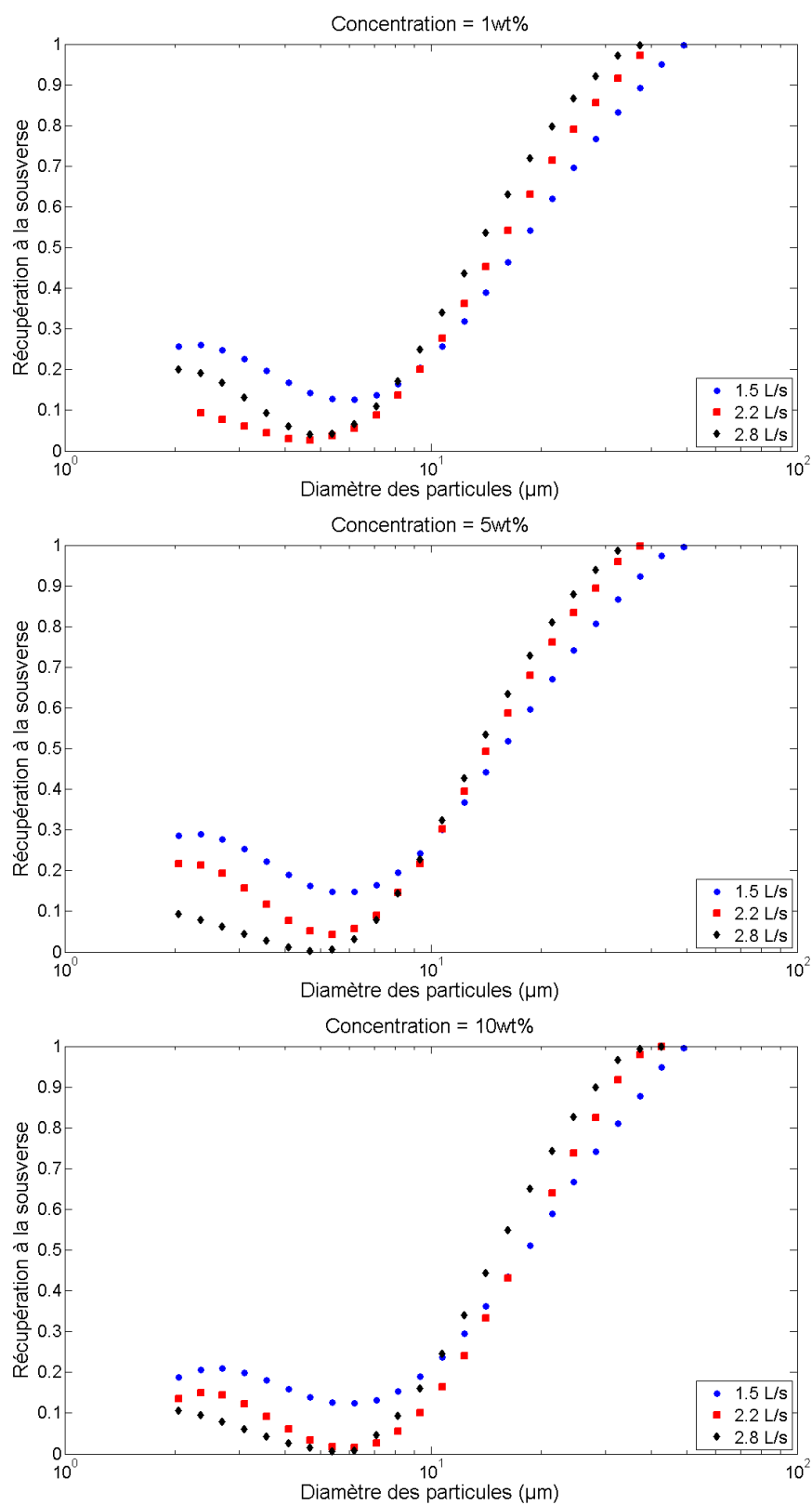


FIGURE 3.14: Influence du débit d'alimentation (géométrie de référence) en régime dilué sur les courbes de partage réelles.

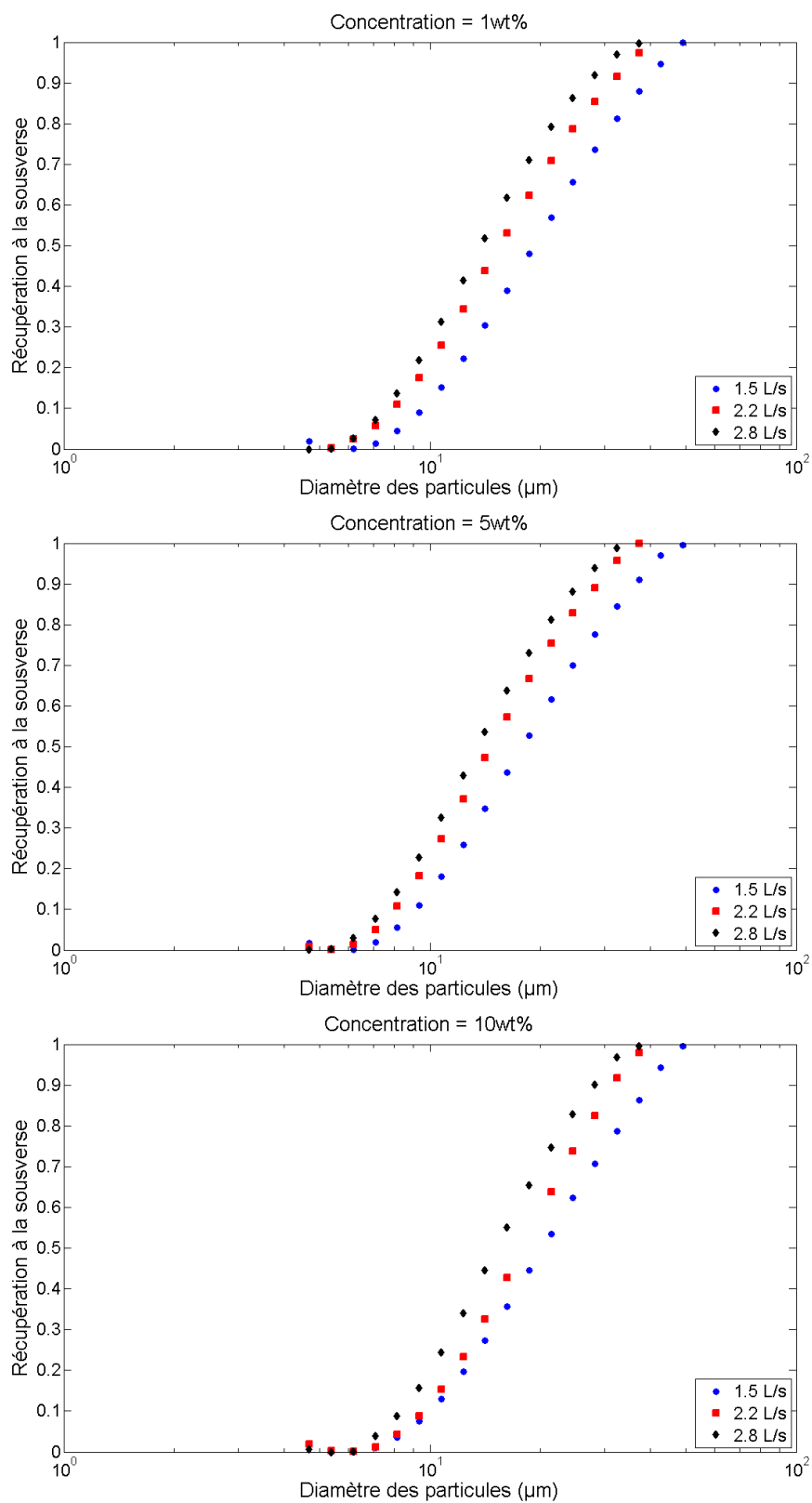


FIGURE 3.15: Influence du débit d'alimentation (géométrie de référence) en régime dilué sur les courbes de partage corrigées.

les trois concentrations. Ainsi, pour une concentration donnée, l'augmentation du débit d'alimentation et donc de la vitesse d'injection, augmente le pouvoir de séparation de l'appareil qui se traduit par une diminution du diamètre de coupure et par un raidissement de la courbe de partage. La quantité d'eau R_f passant par la sousverse (égale à la fraction de particule les plus fines) diminue lorsque le débit d'alimentation augmente. On peut noter la présence du « fish-hook effect » pour les particules ultrafines de moins de $6\text{ }\mu\text{m}$. D'après Nageswararao (2000), cet effet négatif pour la qualité de la séparation est un phénomène aléatoire qui ne nécessite qu'un intérêt théorique. Majumder et al. (2003) et Shah et al. (2007) ont cependant montré que cet effet était reproductible et pourrait provenir de régime d'écoulements différents (basé sur le nombre de Reynolds) selon la taille des particules.

Cet effet n'a par la suite pas été étudié ni pris en compte.

3.1.2 Influence de la concentration

La figure 3.16 reprend les données de la figure 3.14 et présente l'influence de la concentration pour chaque débit testé.

Les résultats à $1\text{wt}\%$ et $5\text{wt}\%$ sont quasi superposés. On peut donc supposer que les effets de la masse de solide dans ce domaine sont négligeables. Pour $10\text{wt}\%$, la tendance est similaire même si la maille de coupure est légèrement supérieure. On peut penser que la quantité de solide à l'intérieur de l'hydrocyclone commence à avoir des effets sur les performances de séparations.

Avec l'ajout d'une seconde rehausse de 100mm et la buse de 18mm , les courbes de partages obtenues sur la Figure 3.18 sont similaires. Comme précédemment avec la géométrie de référence, l'augmentation de la concentration n'a pas d'impact significatif dans cette gamme de fonctionnement ($\leq 10\text{wt}\%$ solide). Les clichés de la Figure 3.13 présentent bien une forte ressemblance pour des concentrations de $1\text{wt}\%$ et $5\text{wt}\%$ et une légère évolution pour une concentration de $10\text{wt}\%$ qui ne se traduit pas de façon flagrante dans les courbes de partage.

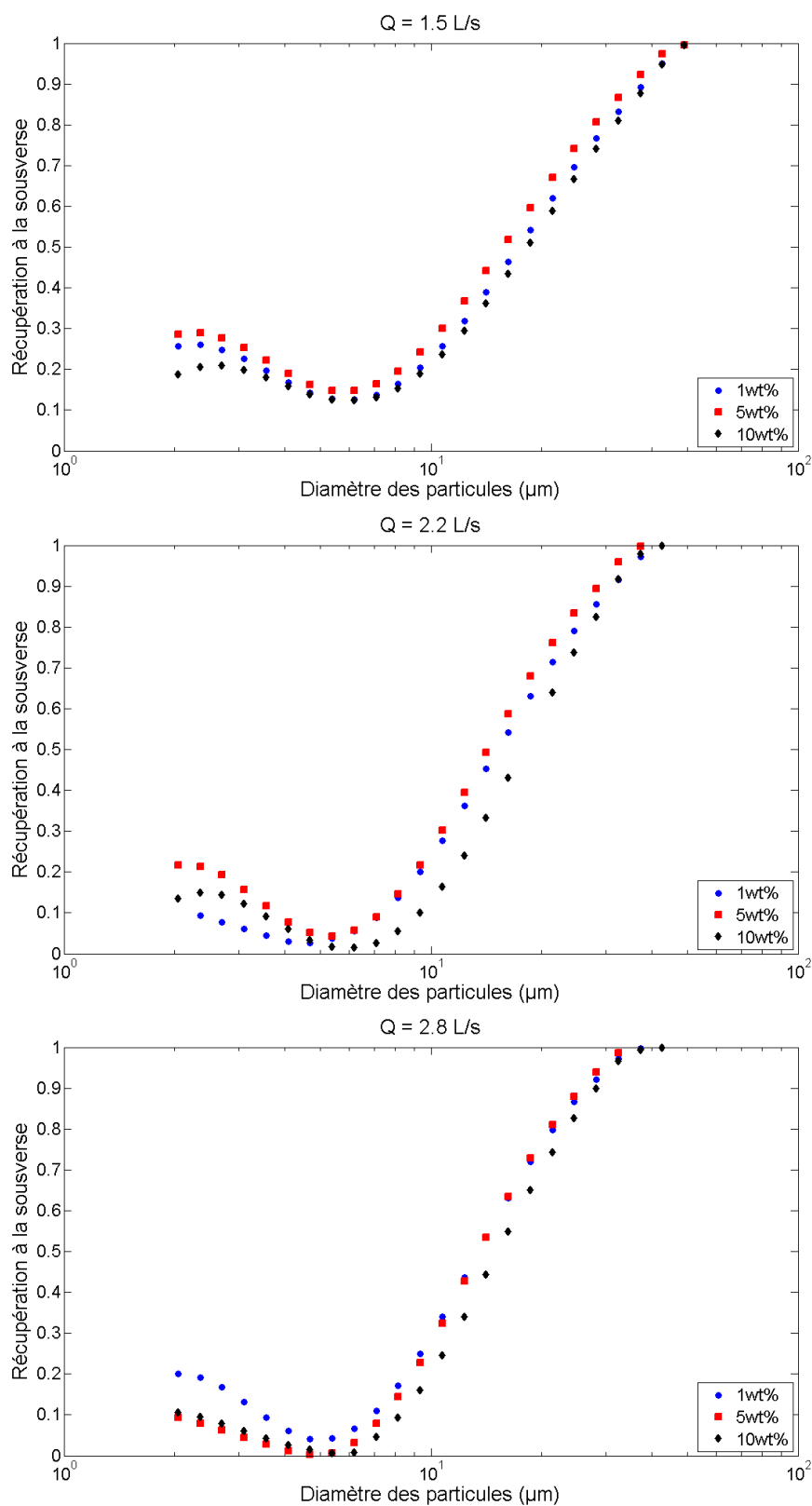


FIGURE 3.16: Influence de la concentration en solide (géométrie de référence).

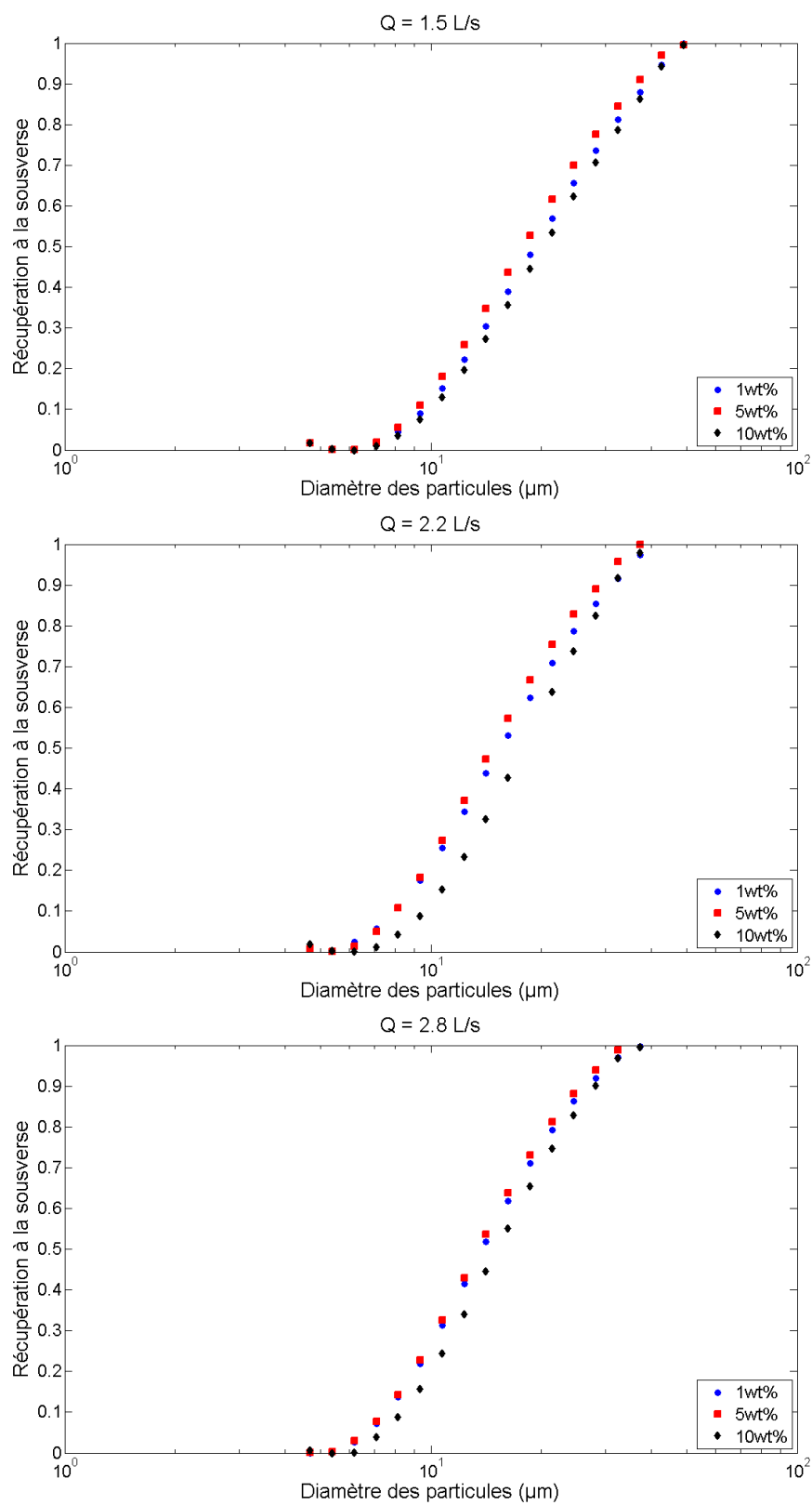
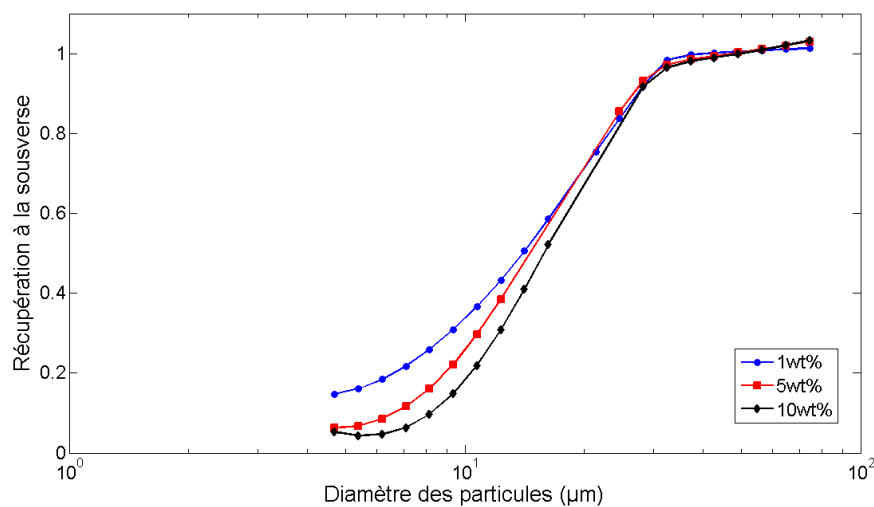
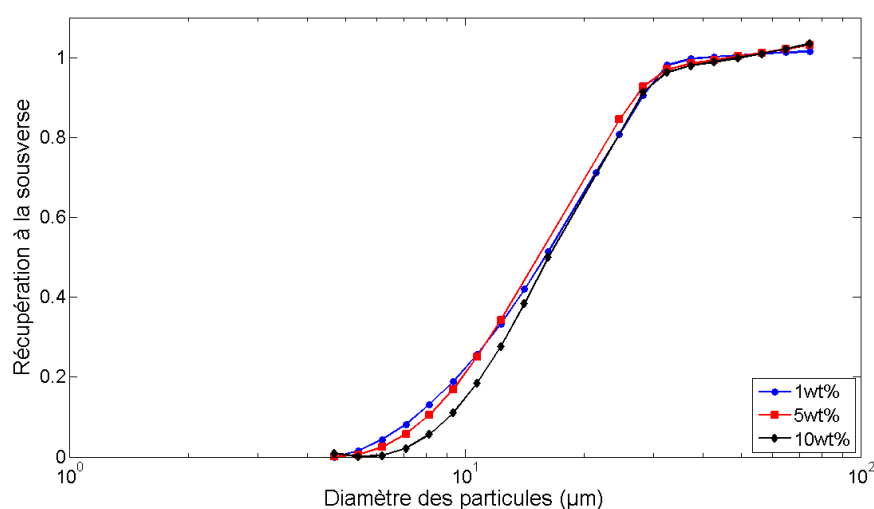


FIGURE 3.17: Influence de la concentration en solide (géométrie de référence).



(a)



(b)

FIGURE 3.18: Influence de la concentration en solide avec deux rehausses et une sousverse de 18mm diamètre sur (a) la courbe de partage réelle ,(b) sur la courbe de partage corrigée.

3.1.3 Synthèse des résultats pour les faibles concentration en solide

L'ensemble des tailles de coupure est répertorié dans le tableau 3.7. On remarque bien l'influence du débit d'alimentation pour chaque concentration, plus le débit est important, plus la maille de coupure est petite. L'influence de la concentration est moins nette avec certains résultats contraires à ceux attendus. Il faut cependant noter que l'incertitude liée à ces mesures ne permet pas de différencier clairement les courbes de séparation et les diamètres de coupure.

	1.5 L.s ⁻¹	2.2 L.s ⁻¹	2.8 L.s ⁻¹
1wt%	17,15 μm	15,05 μm	13,37 μm
5wt%	15,61 μm	14,21 μm	13,42 μm
10wt%	18,01 μm	17,48 μm	14,97 μm

Tableau 3.7: Diamètre de coupure en régime dilué.

De même, la fraction de solide récupérée \hat{k} à la sousverse peut être comparée pour chaque cas (tableau 3.8). L'influence du débit est relativement nette et identique pour les trois concentrations. Avec l'augmentation de la vitesse d'injection, la quantité de solide récupérée à la sousverse augmente, ce qui est lié à la diminution de la maille de coupure. En revanche, l'influence de la concentration est, comme précédemment, plus compliquée à interpréter.

	1.5 L.s ⁻¹	2.2 L.s ⁻¹	2.8 L.s ⁻¹
1wt%	0,5186	0,5481	0,5928
5wt%	0,5598	0,5816	0,5949
10wt%	0,5404	0,5430	0,5926

Tableau 3.8: Fraction de solide récupérée à la sousverse.

3.2 Entrée fortement chargée en particules

La deuxième campagne d'expériences a eu pour but d'augmenter progressivement la concentration en solide pour atteindre 50% massique qui correspond à la valeur limite fixée par l'étude. Le comportement de l'hydrocyclone passe progressivement d'un classificateur avec une décharge en spray à un épaissiseur avec une décharge en boudin (Figure 3.19).

3.2.1 Influence de la concentration

Pour la géométrie de référence (§ 1.1), la concentration en solide a été augmentée par incréments de 5wt% entre 10wt% et 50wt%. La pression d'alimentation a été fixée à $1.10^5 Pa$ pour chaque session de prélèvement, ce qui correspond à un débit d'alimentation en mélange de $2,6.10^{-3} m^3. s^{-1}$ (156 L.min⁻¹). La surverse et la sousverse ont été échantillonnées manuellement par des allers et retours rapides coupants la totalité du débit. Les distributions de tailles ont été obtenues par la méthode décrite dans la section 2.3 puis réconciliées (voir section 2.4) afin d'obtenir les courbes de

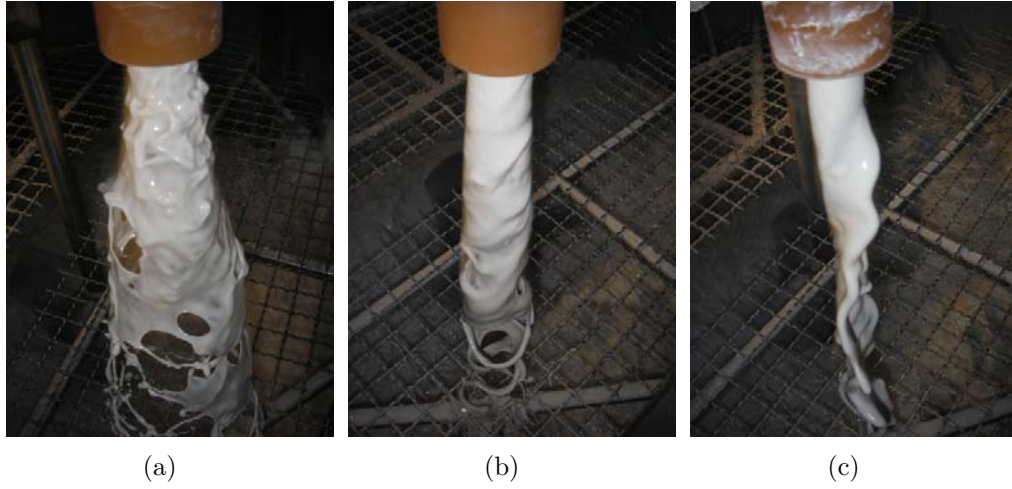


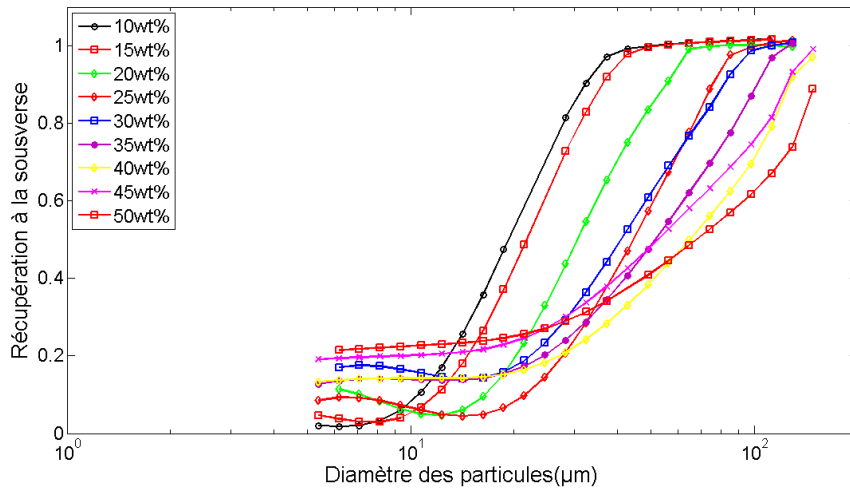
FIGURE 3.19: Photographies de l'évolution de la décharge à la sousverse avec deux rehausses et une sousverse de 18mm diamètre pour des concentrations en solide à l'alimentation de (a) 10wt%, (b) 20wt%, (c) 30wt%.

séparations visibles sur la Figure 3.20. Le tableau 3.9 donne pour chaque concentration le diamètre de coupure et la récupération de solide $\hat{\kappa}$ à la sousverse.

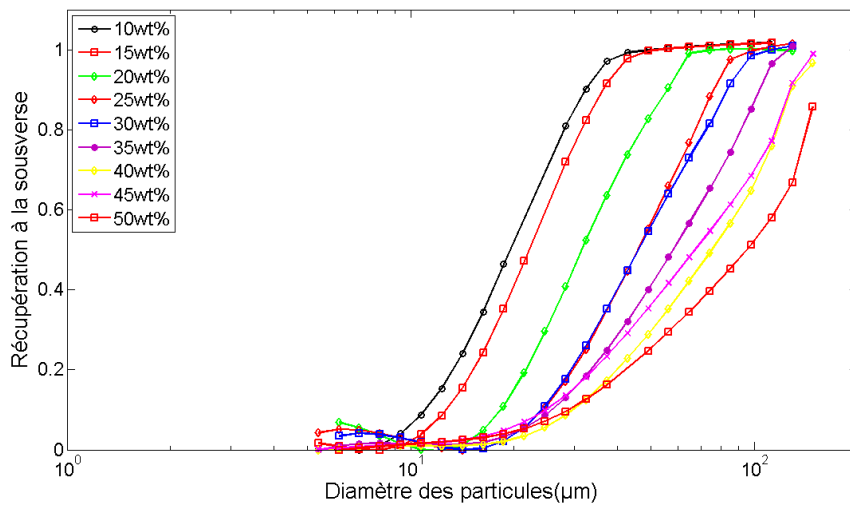
	d_{50}	d_{50c}	$\hat{\kappa}$	R_f	SI
10wt%	19,25 μm	19,5 μm	0,62	2,0%	0,55
15wt%	21,72 μm	22,1 μm	0,59	4,6%	0,56
20wt%	30,55 μm	31,5 μm	0,53	5,0%	0,53
25wt%	44,49 μm	45,9 μm	0,38	8,5%	0,51
30wt%	40,99 μm	46,0 μm	0,47	16,9%	0,48
35wt%	51,44 μm	58,1 μm	0,38	12,7%	0,43
40wt%	64,84 μm	75,3 μm	0,32	13,4%	0,40
45wt%	52,32 μm	67,3 μm	0,39	19,0%	0,36
50wt%	68,05 μm	95,3 μm	0,36	21,4%	0,36

Tableau 3.9: Influence de la concentration en solide sur le diamètre de coupure et la récupération de solide à la sousverse avec un débit d'alimentation de 2,6 L.s⁻¹ (géométrie de référence).

Avec l'augmentation de la concentration à l'alimentation, la maille de coupure augmente et la récupération de solides à la sousverse diminue. De plus, la pente de la courbe de séparation devient de moins en moins raide



(a)

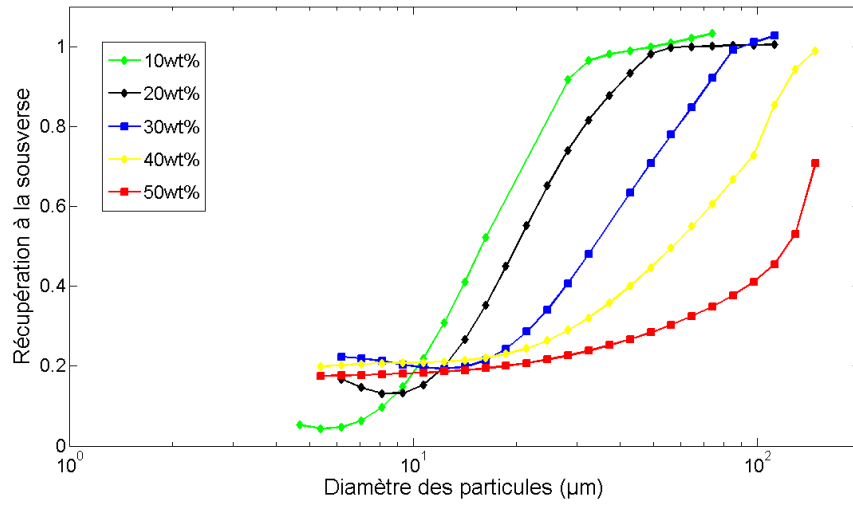


(b)

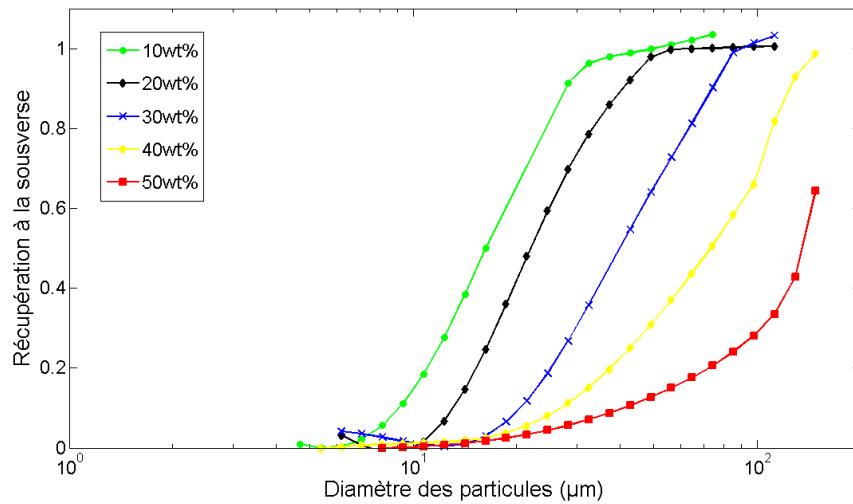
FIGURE 3.20: Courbes de partage (a) réelles et (b) corrigées pour des concentrations en solide à l'alimentation allant de 10wt% à 50wt% avec une rehausse de 100mm et la sousverse de 18mm de diamètre.

au fur et à mesure que la concentration en solide à l'alimentation augmente. La récupération de particules fines à la sousverse (court-circuit) augmente de 3% à 23% entre les concentrations en solide de 10wt% et 50wt%. Il est clair que les performances de séparation de l'hydrocyclone se dégradent continuellement avec l'augmentation de solide à l'alimentation.

La Figure 3.21 présente les courbes de partage pour la seconde géométrie et le tableau 3.10 les mailles de coupures associées. Le comportement est identique avec une augmentation de la maille de coupure et une dégradation de l'efficacité de séparation.



(a)



(b)

FIGURE 3.21: Courbes de partage (a) réelles et (b) corrigées pour des concentrations en solide à l'alimentation allant de 10wt% à 50wt% avec deux rehausses de 100mm et la sousverse de 18mm de diamètre.

La Figure 3.22 représente les distributions de tailles cumulées pour les courants de surverse et de sousverse pour des concentrations de solide à l'alimentation de 30wt%, 40wt% et 50wt% pour la géométrie de référence. Il s'agit des données utilisées pour calculer les courbes de séparation de la Figure 3.20. La représentation des distributions cumulées permet de mettre en évidence facilement l'évolution de la composition des courants de surverse et de sousverse. En effet, les courbes convergent vers la courbe de distribution de l'alimentation avec l'augmentation de la concentration en

	d_{50}	d_{50c}	$\hat{\kappa}$	R_f	SI
10wt%	15,82 μm	16,25 μm	0,64	4,3%	0,52
20wt%	19,96 μm	21,97 μm	0,69	13,9%	0,53
30wt%	33,64 μm	33,91 μm	0,53	18,8%	0,47
40wt%	56,96 μm	73,34 μm	0,39	19,9%	0,40
50wt%	122,2 μm	135,3 μm	0,26	18,3%	/

Tableau 3.10: Influence de la concentration en solide sur le diamètre de coupure et la récupération de solide à la sousverse avec un débit d'alimentation de $2,6 \text{ L.s}^{-1}$ (deux rehausses de 100mm et la sousverse de 18mm de diamètre).

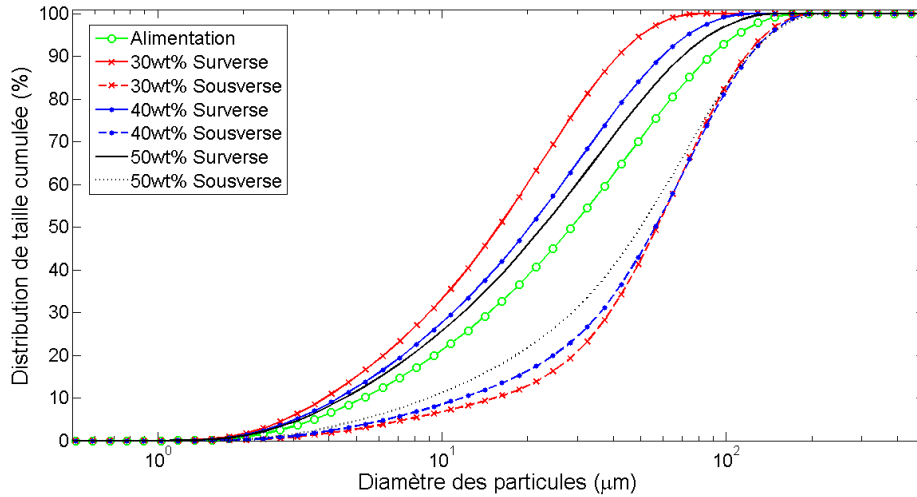
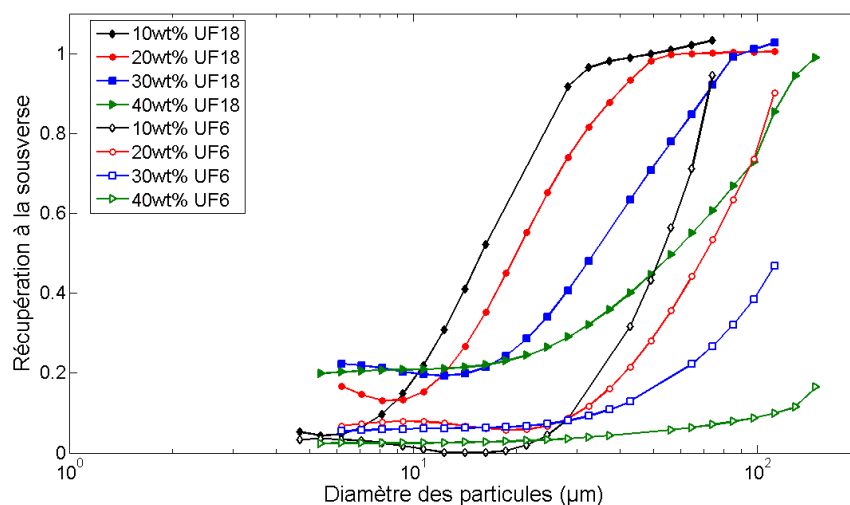


FIGURE 3.22: Distributions de taille cumulée à la surverse et à la sousverse pour des concentrations de solide à l'alimentation de 30wt%, 40wt% et 50wt%.

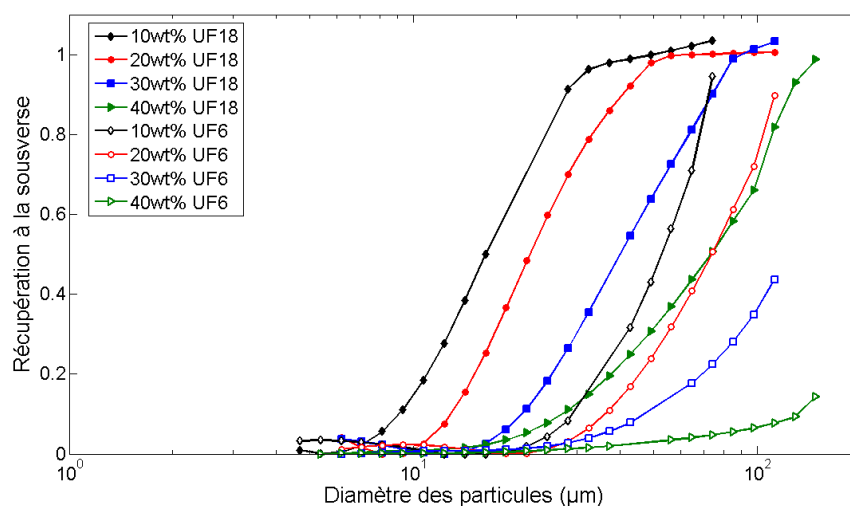
solide. Cela montre clairement que le comportement limite d'un hydrocylone tend vers celui d'un simple diviseur de flux lorsque la concentration en solide augmente considérablement reflétant une perte progressive de son pouvoir de séparation.

3.2.2 Influence du diamètre de la sousverse

Pour la géométrie de plus longue partie cylindrique (deux rehausses de 100mm) et pour des concentrations en solide à l'alimentation allant de 10wt% à 40wt%, le diamètre de la buse de sousverse a été réduit de 18mm à 6mm . Cette division par trois du diamètre de sousverse modifie profonde-



(a)



(b)

FIGURE 3.23: Influence du diamètre de la buse de sousverse sur les courbes de séparation (a) réelles et (b) corrigées pour des concentrations solide à l'alimentation de 30wt% et de 50wt%.

ment le comportement de l'hydrocyclone et ses performances de séparation. Les courbes de séparation obtenues pour les deux diamètres de la buse de sousverse sont présentées sur la Figure 3.23.

Le tableau 3.11 résume les performances de séparation pour les deux diamètres de sousverse.

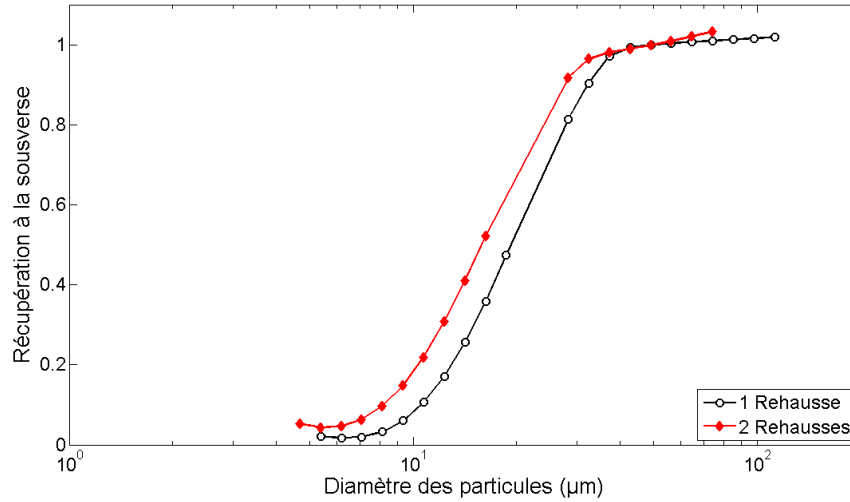
L'effet du diamètre de la buse de sousverse est considérable. La diminution par un facteur trois de ce diamètre provoque une multiplication par trois du d_{50c} pour les concentrations de 10wt% et 20wt%. Il n'est en effet

	d_{50}	d_{50c}	$\hat{\kappa}$	R_f	SI
10wt% 18mm	15,82 μm	16,25 μm	0,64	4,3%	0,52
10wt% 6mm	52,7 μm	52,8 μm	0,22	0,1%	0,57
20wt% 18mm	19,96 μm	21,97 μm	0,69	13,9%	0,53
20wt% 6mm	70,6 μm	73,7 μm	0,29	5,7%	0,5
30wt% 18mm	33,64 μm	33,91 μm	0,53	19,4%	0,47
30wt% 6mm	/	/	0,16	5,5%	/
40wt% 18mm	56,96 μm	73,34 μm	0,39	19,9%	0,40
40wt% 6mm	/	/	0,05	2,4%	/

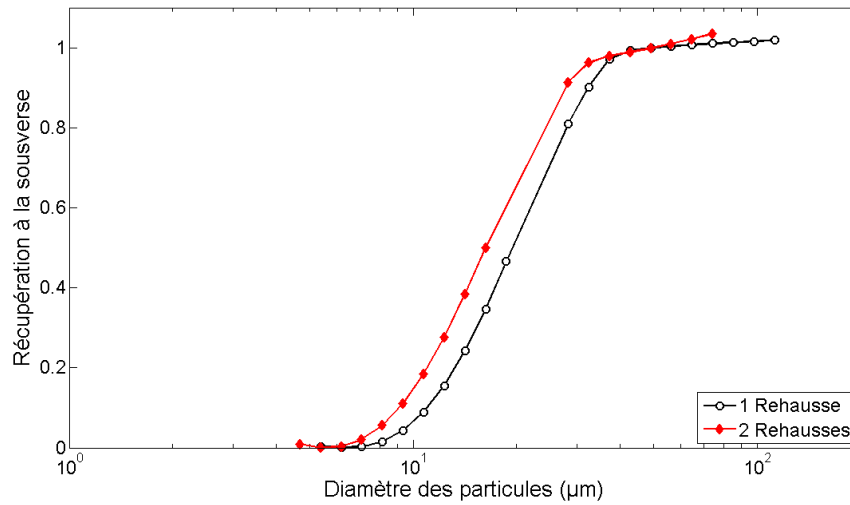
Tableau 3.11: Influence du diamètre de la buse de sousverse sur le diamètre de coupe et la récupération de solide à la sousverse avec un débit d'alimentation de $2,6 \text{ L.s}^{-1}$ (deux rehausses de 100mm).

pas possible d'obtenir de d_{50c} pour des concentrations supérieures avec la distribution de taille de silice utilisée. La raideur de la courbe (coefficient SI, voir Chapitre 2 § 1.2.2) est similaire pour les deux diamètres mais la récupération d'eau à la sousverse est beaucoup plus faible pour l'ouverture de plus petite taille. Cependant, pour les concentrations en solide de 30wt% et 40wt%, la buse de diamètre 6mm n'est clairement pas adaptée. En effet, le taux de récupération de solide à la sousverse est extrêmement faible et on peut voir sur la courbe de partage corrigée que la séparation est presque inexistante avec des courbes de plus en plus plates. D'ailleurs, pour 40wt% de solide à l'alimentation, l'hydrocyclone se comporte presque comme un diviseur de flux qui se traduirait sur la courbe de partage corrigée par une droite horizontale confondue avec l'axe des abscisses.

3.2.3 Influence de la longueur du corps cylindrique



(a)

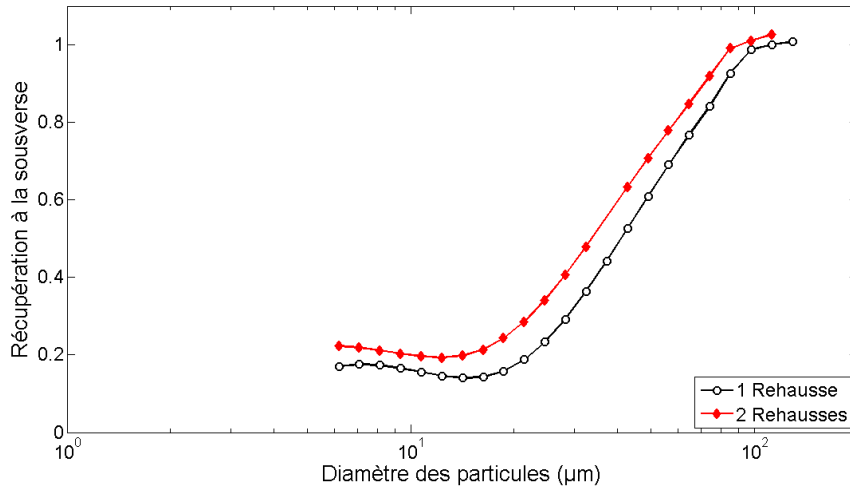


(b)

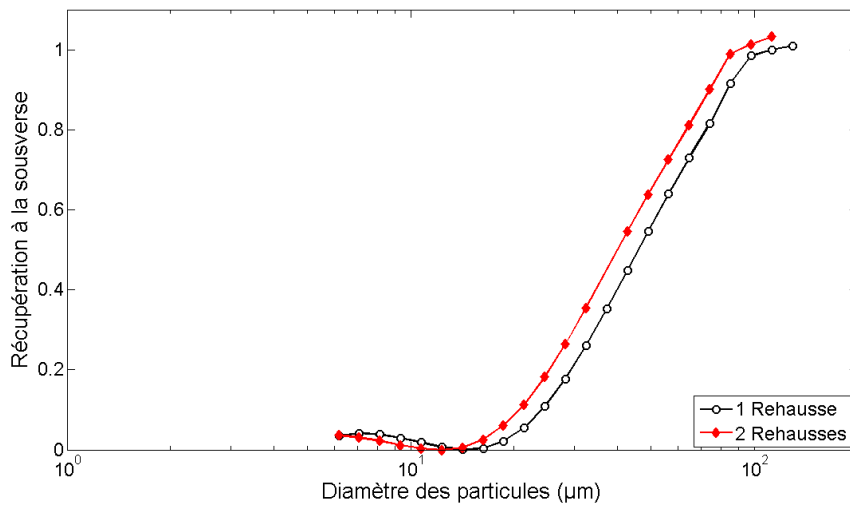
FIGURE 3.24: Influence de la longueur de la partie cylindrique sur les courbes de séparation (a) réelles et (b) corrigées pour une concentration à l'alimentation de 10wt% en particules.

Comme décrit dans la section 1.1, l'hydrocyclone initialement utilisé comportait une rehausse de 100mm et un diamètre de sousverse de 18mm. L'influence de ce diamètre a été étudiée dans la section 3.2.2 grâce à la buse de sousverse de 6mm. Pour évaluer l'influence de la longueur de la partie cylindrique sur les performances de séparation, une rehausse supplémentaire a été installée. Ainsi, pour un débit d'alimentation d'environ 2,6 L.s⁻¹, l'in-

fluence de la rehausse supplémentaire pour une décharge en parapluie et en boudin est visible sur les Figures 3.24 et 3.25, ainsi que dans le tableau 3.12.



(a)



(b)

FIGURE 3.25: Influence de la longueur de la partie cylindrique sur les courbes de séparation (a) réelles et (b) corrigées pour une concentration à l'alimentation de 30wt% en particules.

L'influence de la rehausse est similaire pour les deux types de décharge. L'hydrocyclone coupe à des tailles plus petites, ce qui augmente la récupération de solide à la sousverse. Cependant, l'allure des courbes est identique et l'ajout de la rehausse ne semble pas modifier l'hydrodynamique à l'intérieur de l'hydrocyclone.

	d_{50}	d_{50c}	$\hat{\kappa}$	R_f	SI
10wt% 1 rehausse	19,25 μm	19,5 μm	0,62	2,0%	0,55
10wt% 2 rehausse	15,82 μm	16,25 μm	0,64	4,3%	0,52
30wt% 1 rehausse	40,99 μm	46,0 μm	0,47	16,9%	0,48
30wt% 2 rehausse	33,64 μm	33,91 μm	0,53	19,4%	0,47

Tableau 3.12: Influence de la longueur de la partie cylindrique sur le diamètre de coupure et la récupération de solide à la sousverse avec un débit d'alimentation de $2,6 \text{ L.s}^{-1}$ et une buse de sousverse de 18mm de diamètre.

4 Conclusion

La mise en place d'un pilote d'hydrocyclonage a permis de générer des résultats contrôlés pour les deux régimes de décharge à la sousverse.

Ainsi, pour des concentrations en solide inférieures à 10wt% à l'alimentation et le diamètre de la buse de sousverse égal à 18mm, la décharge s'effectue en parapluie. Dans cette gamme de fonctionnement, la concentration en solide n'a pas d'impact mesurable sur les courbes de partages. En revanche, l'influence du débit est bien visible, avec une diminution du d_{50c} et du R_f . L'augmentation de la vitesse d'injection permet aussi de récupérer une plus grande quantité du solide à la sousverse ($\hat{\kappa}$).

Lorsque la concentration en solide dépasse 10wt% à l'alimentation pour cette géométrie, l'aspect visuel de la décharge à la sousverse change. L'angle du spray diminue et le mélange se charge en silice. Pour 20wt% de solide, la décharge s'effectue encore sous forme de spray, mais avec un angle d'ouverture extrêmement petit. En revanche, à partir de 30wt%, le cœur gazeux est coupé et la décharge s'effectue en boudin. L'augmentation de la concentration en solide est donc responsable de cette évolution de comportement qui se traduit par une forte dégradation des performances de séparation. Pour la géométrie de référence, le d_{50c} entre 10wt% et 50wt% est multiplié par cinq, le ratio de solide à la sousverse $\hat{\kappa}$ est divisée par deux et le R_f passe de 2% à 20%.

La possibilité de faire varier certaines caractéristiques géométriques de l'hydrocyclone, comme le diamètre de la buse de sousverse ou la longueur de la partie cylindrique, a permis de vérifier leur influence sur le comportement global de l'hydrocyclone.

Avec un diamètre de buse de sousverse plus petit, la décharge s'effectue en boudin à partir de concentrations beaucoup plus faibles et la décharge en parapluie n'a pas été observée. Avec une ouverture plus petite, le R_f diminue fortement, passant de 20% à 5% pour le maximum. Le d_{50c} est logiquement sensible à ce paramètre avec une augmentation d'un rapport trois pour les

concentrations exploitables ($\leq 20wt\%$), alors que les concentrations plus élevées ne permettent pas l'obtention fiable de courbes de partages pour cette distribution de taille de silice. De ce fait, la récupération de solide à la sousverse chute, la majorité des particules étant entraînées par la surverse.

L'ajout d'une rehausse pour porter la longueur de la partie cylindrique à $200mm$ provoque une faible diminution du d_{50c} et par conséquent une augmentation de la récupération de solide à la sousverse. L'allure de la courbe, quantifiée par la raideur SI n'est pas modifiée.

Ces essais pilotes ont donc permis la collecte d'un nombre important d'informations, sous forme de données granulométriques mais aussi sur la détermination du type de décharge. Néanmoins, les résultats macroscopiques ne permettent pas d'expliquer ou d'observer l'évolution de l'écoulement à l'intérieur de l'hydrocyclone. La simulation numérique peut permettre l'observation et l'étude de phénomènes locaux afin de mieux appréhender les causes et les conséquences lors de ces évolutions de comportement.

5 Références

- P. Kippax. Measuring particle size using modern laser diffraction techniques. *Paint & Coatings Industry magazine*. Malvern Instruments Ltd. UK, 2005.
- AJ Lynch. *Mineral crushing and grinding circuits*. Elsevier, 1977.
- AK Majumder, P. Yerriswamy, and JP Barnwal. The “fish-hook” phenomenon in centrifugal separation of fine particles. *Minerals engineering*, 16 (10) :1005–1007, 2003.
- K. Nageswararao. A critical analysis of the fish hook effect in hydrocyclone classifiers. *Chemical Engineering Journal*, 80(1-3) :251–256, 2000.
- T.J. Napier-Munn, S. Morrell, R.D. Morrison, and Kojovic T. *Mineral comminution circuits : their operation and optimisation*. Julius Kruttschnitt Mineral Research Centre, 1996.
- H. Shah, A.K. Majumder, J.P. Barnwal, and P. Shukla. New understanding on “fish-hook” effect in hydrocyclone. In *Proceedings of MPT*, 2007.

Numerical modelling and validation under dilute conditions

4

Sommaire

1	Fluid-particles flows modelling	75
1.1	Continuous phase modelling	76
1.1.1	Mass balance equation	76
1.1.2	Momentum balance equation	76
1.1.3	Turbulence modelling for the fluid phase	77
	Description of the $q_k^2 - \varepsilon_k$ model	78
	Description of the $R_{ij} - \varepsilon$ model	79
1.2	Particulate phase modelling	80
1.2.1	Average operator	81
1.2.2	Mass balance equation	82
1.2.3	Momentum balance equation	82
1.2.4	Particles agitation	82
1.2.5	Fluid-particles covariance	83
1.3	Simulation environment	84
2	Model validation against published data	84
2.1	Hsieh's contribution	85
2.2	Computational domain	87
2.2.1	Real air-core	87
2.2.2	Air-core modelling by a vertical tube	88
2.3	Liquid and solids properties	89
2.4	Details about numerical parameters	89
2.5	Validation of turbulence model & air-core modelling	90
2.5.1	Water split	90
2.5.2	Velocity profiles	92
2.6	Sensibility to geometrical parameters	95
2.6.1	Air-core: Sensibility to the tube diameter	95
2.6.2	Sensitivity to the inlet geometry	97
2.7	Two-phase flow simulations	100
3	Validation on 100mm diameter hydrocyclone	101
3.1	Computational domain	101
3.2	Detailed analysis of simulation results	103
3.3	Water split	103
3.4	Tangential Velocity	104
3.5	Partition curve	107
4	References	108

As stated in Chapter 2, numerical modelling has a strong potential for investigating liquid and solid flow in hydrocyclones. The first section of this chapter starts with an overview of fluid-particle flow modelling. It concludes with a presentation of the simulation environment that is used in this work. Sections 2 and 3 are concerned with numerical simulations of hydrocyclones operating under dilute conditions. This is a first and important brick towards modelling the hydrocyclone with high feed solids concentration (See Chapter 5) for a number of reasons :

- Even with high feed solids concentration, there are areas inside the hydrocyclone where dilute conditions do exist, as we shall find in Chapter 5.
- A number of numerical hypotheses and methodologies that apply to dense regime can also be validated under single phase flow or dilute conditions, which are less computer intensive.

Section 2 presents the numerical modelling of experiments performed by Hsieh (1988) and introduced in Chapter 2 § 3.1. Experimental velocity profiles for single phase flow are compared with our numerical results and separation curves for spray discharge with about 5wt% and 10wt% solids content. Then, a 1wt% solids content simulation with precise meshing of the actual experimental geometry presented in Chapter 3 § 1.1 and described in section 3.

1 Fluid-particles flows modelling

The behaviour of a fluid continuum made of several physical phases or species can be modelled using the general Eulerian multi-field balance equations. These eulerian fields can represent several kinds of multiphase flow: distinct physical material (e.g. gas, liquid and solid particles); thermodynamic phases of the same fluid (eg: liquid water and its vapour); distinct physical components, of which some may be split into different groups (eg: water and several groups of different diameter particles); different forms of the same physical components (eg: a continuous liquid field, a dispersed liquid field, a continuous vapour field, a dispersed vapour field). The classical two-fluid model is based on a Eulerian formulation for modelling two-phase flow. The following multi-fluid balance equations are obtained from the fundamental conservation laws of Physics, restricted to Newtonian mechanics:

- mass conservation,
- momentum balance,

The two balance equations are written in a classical integro-differential form that is valid for arbitrary time and location within the continuum,

1. Ce chapitre a fait l'objet d'une publication (Davailles et al., 2012). Ceci explique qu'il soit rédigé en anglais.

except across the interfaces between two physical phases. At the interfaces, jump conditions derived from the continuous equations apply. If one wants to avoid "direct simulation" in both time and space of all the interfaces in the system, an averaging procedure is needed. Several averaging procedures are used by different authors, but the resulting equations differ only by the precise physical meaning of the interfacial transfer terms and constitutive laws.

1.1 Continuous phase modelling

1.1.1 Mass balance equation

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\alpha_f \rho_f U_{f,i}) = \Gamma_f \quad (4.1)$$

α_f : the liquid volume fraction

ρ_f : the liquid density

with U_f : the liquid mean velocity

Γ_f : the interfacial mass transfer rate, equal to 0
when boiling and condensation are not considered

1.1.2 Momentum balance equation

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f U_{f,i}) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\alpha_f \rho_f U_{f,j} U_{f,i}) = & -\alpha_f \frac{\partial P}{\partial x_i} + I_{f,i} \\ & + \alpha_f \rho_f g_i + \frac{\partial}{\partial x_j} T_{f,ij} \end{aligned} \quad (4.2)$$

P : the mean pressure

with $I_{f,i}$: the average interfacial momentum transfer

g_i : the acceleration due to gravity

$T_{f,ij}$: the effective stress tensor

$I_{f,i}$, which accounts for momentum transfer rate from the liquid to the solid phase, can be modelled using an estimate of the drag force between phases.

$$I_{f,i} = -I_{p,i} = \frac{\alpha_p \rho_p}{\tau_{fp}^F} V_{r,i} \quad (4.3)$$

with

$$\frac{1}{\tau_{fp}^F} = \frac{3}{4} \frac{\rho_f \langle C_D \rangle_p}{\rho_p d_p} \langle |V_r| \rangle \quad (4.4)$$

τ_{fp}^F is the particle relaxation time scale, $\langle \cdot \rangle_p$ the ensemble average operator over the particulate phase (Simonin, 1996). $V_{r,i}$ is the average of the local relative velocity and can be expressed in terms of the averaged velocity between phases and drift velocity (which is modelled).

The mean drag coefficient of a single particle, $\langle C_D \rangle_p$ can be written as a function of particulate Reynolds number. According to Gobin et al. (2003), a combination of relations proposed by Wen and Yu (1965) for dilute cases and by Ergun (1952) for concentrate area regime:

$$\langle C_D \rangle_p = \begin{cases} \text{if } \alpha_p > 0.3 \\ \quad \text{Min} \left[\langle C_D^{Wen\&Yu} \rangle_p ; \langle C_D^{Ergun} \rangle_p \right] \\ \\ \text{if } \alpha_p \leq 0.3 \\ \quad \langle C_D^{Wen\&Yu} \rangle_p \end{cases} \quad (4.5)$$

with

$$\langle C_D^{Ergun} \rangle_p = 200 \frac{\alpha_p}{Re_p} + \frac{7}{3} \quad (4.6)$$

$$\langle C_D^{Wen\&Yu} \rangle_p = \begin{cases} \text{if } Re_p < 1000 \\ \quad \alpha_f^{-1.7} \frac{24}{Re_p} \left(1 + 0.15 Re_p^{0.687} \right) \\ \\ \text{if } Re_p \geq 1000 \\ \quad 0.44 \alpha_f^{-1.7} \end{cases} \quad (4.7)$$

$$Re_p = \frac{\alpha_f \rho_f d_p \langle |V_r| \rangle}{\mu_f} \quad (4.8)$$

1.1.3 Turbulence modelling for the fluid phase

To study industrial flows, we usually apply the operator of ensemble averaging to the instantaneous Navier-Stokes equations. It is convenient to split the flow into two contributions, a mean (or average) velocity and a fluctuation ($\tilde{u}_i = U_i + u_i$). These new equations are called averaged equations or RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes).

$$\rho \left[\frac{\partial U_i}{\partial t} + U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right] = - \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} [\tau_{ij} - \rho \langle u_i u_j \rangle] \quad (4.9)$$

The right handside terms inside the square brackets of equation (4.9) have dimension of stress. The first term is the viscous stress and the second term is a re-worked version of the fluctuating contribution to the non-linear acceleration terms (Reynolds stress $R_{ij} = -\rho \langle u_i u_j \rangle$).

Description of the $q_k^2 - \varepsilon_k$ model

The $q_f^2 - \varepsilon$ model is an extension of the classical $k - \varepsilon$ model, used for single phase flows. It can be chosen to predict turbulent flows of a continuous phase, coupled with dispersed phases (bubbles, droplets or particles), or with an other continuous phase (stratified two-phase flows). For the liquid phase, the Reynolds stress tensor is closed, using a Boussinesq hypothesis

$$\langle \rho_f u_{f,i} u_{f,j} \rangle_f = -\nu_f^t \left[\frac{\partial U_{f,i}}{\partial x_j} + \frac{\partial U_{f,j}}{\partial x_i} \right] + \frac{2}{3} \delta_{i,j} \left[\rho_f q_f^2 + \nu_f^t \frac{\partial U_{f,m}}{\partial x_m} \right] \quad (4.10)$$

introducing the turbulent viscosity:

$$\nu_f^t = C_\mu^* \frac{q_f^2}{\varepsilon} \quad (4.11)$$

and the turbulent kinetic energy of the phase:

$$q_f^2 = \frac{1}{2} \langle u_{f,i} u_{f,i} \rangle_f \quad (4.12)$$

As proposed by Balzer and Simonin (1997), agitation of particles is accounted for through the modification of C_μ^* (equation (4.13)) yielding the turbulent viscosity.

$$C_\mu^* = C_\mu \left[1 + C_{fp} \frac{\alpha_p \rho_p}{\alpha_f \rho_f} \frac{q_f^2}{\varepsilon \tau_{fp}^F} \left(1 - \frac{q_{fp}}{2q_f^2} \right) \right]^{-1} \quad \text{with } C_{fp} \approx 0.34 \quad (4.13)$$

q_{fp} is the velocity covariance between fluid and particles:

$$q_{fp} = \langle u_{f,i} u_{p,i} \rangle_p \quad (4.14)$$

The balance equations for the turbulent energy and the turbulent viscous dissipation write:

$$\begin{aligned} \rho_f \left[\frac{\partial q_f^2}{\partial t} + U_{f,j} \frac{\partial q_f^2}{\partial x_j} \right] &= \overbrace{\frac{1}{\alpha_f} \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\alpha_f \frac{\mu_l^t}{\sigma_k} \frac{\partial q_f^2}{\partial x_j} \right]}^{\text{diffusion}} - \overbrace{\rho_f R_{f,ij} \frac{\partial U_{f,i}}{\partial x_j}}^{\text{production}} \\ &\quad - \underbrace{\alpha_f \rho_f \varepsilon}_{\text{dissipation}} + \Pi_{q_f} \end{aligned} \quad (4.15)$$

$$\rho_f \left[\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + U_{f,j} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] = \underbrace{\frac{1}{\alpha_f} \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\alpha_f \rho_f \frac{\nu_f^t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right]}_{\text{diffusion}} - \underbrace{\rho_f \frac{\varepsilon}{q_f^2} C_{\varepsilon 2}}_{\text{dissipation}} - \underbrace{\rho_f \frac{\varepsilon}{q_f^2} C_{\varepsilon 1} R_{1,ij} \frac{\partial U_{1,i}}{\partial x_j}}_{\text{production}} + C_{\varepsilon 4} \frac{\varepsilon}{q_f^2} \Pi_{qf} \quad (4.16)$$

The term for the turbulent fluid-particles interaction is closed with Π_{qf} :

$$\Pi_{qf} = \frac{\alpha_p \rho_p}{\tau_{fp}^F} (-2k + q_{fp} + V_{d,i} V_{r,i}) \quad (4.17)$$

Constants used in this model are in Table 4.1.

σ_q	σ_ε	C_μ	$C_{\varepsilon 1}$	$C_{\varepsilon 2}$	$C_{\varepsilon 4}$
1	1.3	0.09	1.44	1.92	1.2

Table 4.1: Constants of the model.

Description of the $R_{ij} - \varepsilon$ model

The Reynold's stress model (RSM) is a higher level turbulence model. It is usually called a second order closure. This modelling approach was proposed by Launder et al. (1975). In RSM, the eddy viscosity approach has been discarded and the Reynolds stresses are directly computed. The exact Reynolds stress transport equation accounts for the directional effects of the Reynolds stress tensor components.

The Reynolds stress model involves calculation of the individual Reynolds stresses, $\rho_f < u_i u_j >$, using differential transport equations. The individual Reynolds stresses are then used to obtain closure of the Reynolds-averaged momentum equation.

The exact transport equations for the transport of the Reynolds stresses, $< u_i u_j >$, may be written as follows:

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial}{\partial t} (\rho_f < u_i u_j >) + \frac{\partial}{\partial x_k} (\rho_f u_k < u_i u_j >) = \\
& - \frac{\partial}{\partial x_k} [\rho_f < u_i u_j u_k > + < p' (\delta_{kj} u_i + \delta_{ik} u_j) >] + \frac{\partial}{\partial x_k} \left[\mu \frac{\partial}{\partial x_k} < u_i u_j > \right] \\
& - \rho_f \left(< u_i u_k > \frac{\partial u_j}{\partial x_k} + < u_j u_k > \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right) - \rho_f \beta (g_i < u_j \theta > + g_j < u_i \theta >) \\
& + < p' \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) > - 2\mu < \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \frac{\partial u_j}{\partial x_k} > \\
& - 2\rho_f \Omega_k (< u_j u_m > \varepsilon_{ikm} + < u_i u_m > \varepsilon_{jkm}) + S_{user}
\end{aligned}$$

This is the sum of different contributions:

$$R_{ij} + C_{ij} = D_{T,ij} + D_{f,ij} + P_{ij} + G_{ij} + \phi_{ij} - \varepsilon_{ij} + F_{ij} + S_{user} \quad (4.18)$$

where C_{ij} is the convection-Term, $D_{T,ij}$ equals the turbulent diffusion, $D_{f,ij}$ stands for the molecular diffusion, P_{ij} is the term for stress production, G_{ij} equals buoyancy production, ϕ_{ij} is for the pressure strain, ε_{ij} stands for the dissipation, F_{ij} is the production by system rotation and S_{user} is a user-defined source term.

Of these terms, C_{ij} , $D_{f,ij}$, P_{ij} , and F_{ij} do not require modelling. Finally, $D_{T,ij}$, G_{ij} , ϕ_{ij} , and ε_{ij} have to be modeled for closing the system of equations.

1.2 Particulate phase modelling

The behavior of solid phases is achieved through the kinetic theory of granular flows, which is an extension of the classical kinetic theory of gases. For a population of identical non-elastic spherical particles, the conservation equation is written in terms of the distribution function of particles $f_p(x, c, t)$. This function is defined as the probability of having a particle located between x and $x + dx$, with a velocity between c and $c + dc$. This equation, known as the Maxwell-Boltzmann equation, is expressed by:

$$\frac{\partial f_p}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (c_i \cdot f_p) + \frac{\partial}{\partial c_i} \left(\frac{F_i}{m_p} \cdot f_p \right) = \frac{\partial f_p}{\partial t} \Big|_{\text{coll}} \quad (4.19)$$

with

c : particle instantaneous velocity

$\frac{\partial f_p}{\partial t} \Big|_{\text{coll}}$: variation rate of f_p due to particle collisions

F_i : forces applied to a particle with mass m_p

In the kinetic theory of gases, F_i is reduced to the gravity, but to take into account the effect induced by the interstitial fluid, Simonin (1995) proposed to write the force in the following form for dense particles:

$$\frac{F_i}{m_p} = g_i - \frac{1}{\rho_p} \cdot \partial P_f \partial x_i - \frac{c_i - \tilde{u}_{f,p}}{\tau_{fp}^F} \quad (4.20)$$

Where the first term on the right hand side of equation (4.20) is the gravity acceleration, the second term represents the forces due to the pressure of the surrounding fluid and the last one corresponds to the drag force applied on the particle by the carrying fluid. This last term is a function of the difference between the velocity of particles (c_i) and the local undisturbed fluid flow ($\tilde{u}_{f,p}$).

1.2.1 Average operator

The average $\langle \Psi \rangle$ of a function $\Psi(x, c, t)$ is defined by:

$$\langle \Psi(c) \rangle = \frac{1}{n_p} \int \Psi(c) \cdot f_p(x, c, t) dc \quad (4.21)$$

with n_p the particulate number density (number of particles per unit of volume) defined as:

$$n_p = \int f_p(x, c, t) dc \quad (4.22)$$

The i^{th} component of the mean velocity of particles $U_{p,i}$ is then:

$$n_p U_{p,i} = \int c_{p,i} f_p dc_p \quad (4.23)$$

With the fluctuating velocity $u''_{p,i} = \tilde{u}_{p,i} - U_{p,i}$, the Reynolds particulate stress tensor is given by:

$$R_{ij} = \langle u''_{p,i} u''_{p,j} \rangle = \frac{1}{n_p} \int [c_{p,i} - U_{p,i}] [c_{p,j} - U_{p,j}] f_p dc_p \quad (4.24)$$

By multiplying equation (4.19) by Ψ and by integrating over the domain of velocity variations $c_{p,i}$, we obtain the transport equation for the property $\langle \Psi(c) \rangle$:

$$\begin{aligned} C(\Psi) = & \frac{\partial}{\partial t} (n_p \langle \Psi \rangle) + \frac{\partial}{\partial x_i} (n_p \langle c_i \cdot \Psi \rangle) \\ & - n_p \left(\left\langle \frac{F_i}{m_p} \frac{\partial \Psi}{\partial c_i} \right\rangle + \left\langle \frac{\partial \Psi}{\partial t} \right\rangle + \left\langle c_i \frac{\partial \Psi}{\partial x_i} \right\rangle \right) \end{aligned} \quad (4.25)$$

where $C(\Psi)$ is the variation of Ψ due to binary collisions between particles.

The formalism of kinetic theory of granular flow allows to develop the transport equations in terms of particles moments: the average number of particles, average translation velocity... However, when the distribution function f_p varies slowly on the particles scale, we can draw an analogy between these quantities and those obtained for the continuous phase. Thus, by noticing that the product $n_p \cdot m_p$ is equivalent to $\alpha_p \cdot \rho_p$, the equations of continuity and momentum for the dispersed phase can be formulated into similarly to the continuous phase.

1.2.2 Mass balance equation

By replacing Ψ by m_p in equation (4.25):

$$\frac{\partial \alpha_p \rho_p}{\partial t} + \frac{\partial (\alpha_p \rho_p U_{p,i})}{\partial x_i} = 0, \quad (4.26)$$

1.2.3 Momentum balance equation

By replacing Ψ by $u_{p,i}$ in equation (4.25):

$$\begin{aligned} \alpha_p \rho_p \frac{\partial}{\partial t} U_{p,i} + \alpha_p \rho_p U_{p,j} \frac{\partial}{\partial x_j} U_{p,i} = & - \frac{\partial}{\partial x_j} [\alpha_p \rho_p \langle u_{p,j}'' u_{p,i}'' \rangle + \Theta_{p,ij}] \\ & + \alpha_p \rho_p \left\langle \frac{F_i}{m_p} \right\rangle \end{aligned} \quad (4.27)$$

With the expression of $\frac{F_i}{m_p}$ described in equation (4.20), an expression very close to the fluid momentum equation:

$$\begin{aligned} \alpha_p \rho_p \left(\frac{\partial U_{p,i}}{\partial t} + U_{p,j} \frac{\partial U_{p,i}}{\partial x_j} \right) = & - \frac{\partial}{\partial x_j} [\alpha_p \rho_p R_{p,ij} + \Theta_{p,ij}] + \alpha_p \rho_p g_i \\ & - \alpha_p \frac{P_i}{x_i} - \frac{2\alpha_p \rho_p}{\tau_{12}^F} [V_{r,i}] \end{aligned} \quad (4.28)$$

1.2.4 Particles agitation

Unknown terms corresponding to closure models for the momentum equation for particles have to be predicted. The particle turbulent kinetic

energy (q_p^2) is written as solution of the following equation:

$$\alpha_p \rho_p \frac{\partial q_p^2}{\partial t} + \alpha_p \rho_p U_{p,j} \frac{\partial q_p^2}{\partial x_j} = \overbrace{\frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_p \rho_p K_p^t \frac{\partial q_p^2}{\partial x_j} \right)}^{\text{I}} - \overbrace{\Sigma_{p,ij} \frac{\partial U_{p,i}}{\partial x_j}}^{\text{II}} - \underbrace{\frac{\alpha_p \rho_p}{\tau_{fp}^F} [2q_p^2 - q_{fp}]}_{\text{III}} + \underbrace{\sum_q \varepsilon_{pq}}_{\text{IV}} + \underbrace{\sum_q \chi_{pq}}_{\text{V}} \quad (4.29)$$

I Turbulent transport with the turbulent diffusivity coefficient K_p^t

II Production due to particles velocity gradient

III Transfer from fluid turbulence

IV Dissipation due to inelastic collisions

V Transfer due to polydispersion

1.2.5 Fluid-particles covariance

The fluid-particles fluctuating velocity covariance (q_{fp}) is solution of the following equation:

$$\alpha_p \rho_p \left[\frac{\partial q_{fp}}{\partial t} + U_{p,j} \frac{\partial q_{fp}}{\partial x_j} \right] = \overbrace{\frac{\partial}{\partial x_j} \left[\alpha_p \rho_p \frac{\nu_{fp}^t}{\sigma_q} \frac{\partial q_{fp}}{\partial x_j} \right]}^{\text{I}} - \overbrace{\alpha_p \rho_p R_{fp,ij} \frac{\partial U_{p,i}}{\partial x_j}}^{\text{II}} - \underbrace{\alpha_p \rho_p R_{fp,ij} \frac{\partial U_{f,i}}{\partial x_j}}_{\text{III}} - \underbrace{\alpha_p \rho_p \varepsilon_{fp}}_{\text{IV}} + \underbrace{\Pi_{q_{fp}}}_{\text{V}}$$

I Turbulent transport of covariance

II Production due to particles velocity gradient

III Production due to liquid velocity gradient

IV Covariance destruction with $\varepsilon_{fp} = \frac{q_{fp}}{\tau_{fp}^t}$. τ_{fp}^t is the interaction time between particles and fluid turbulence.

V Reverse coupling

Correlations between fluid and particles $R_{fp,ij}$ are modelled similarly to the liquid turbulence modelling, with an eddy viscosity concept:

$$R_{fp,ij} = -\frac{\nu_{fp}^t}{1 + \eta_r} \left(\frac{\partial U_{f,i}}{\partial x_j} + \frac{\partial U_{p,j}}{\partial x_i} \right) + \frac{\eta_r}{1 + \eta_r} \left(R_{f,ij} - \frac{2}{3} q_f^2 \delta_{ij} \right) + \frac{1}{3} \delta_{ij} \left[q_{fp} + \frac{\nu_{fp}^t}{1 + \eta_r} \left(\frac{\partial U_{f,m}}{\partial x_m} + \frac{\partial U_{p,m}}{\partial x_m} \right) \right] \quad (4.30)$$

The fluid-particles eddy viscosity ν_{fp}^t can be written:

$$\nu_{fp}^t = \frac{1}{3} q_{fp} \tau_{12}^t \quad (4.31)$$

1.3 Simulation environment

Numerical simulations were performed using NEPTUNE_CFD@Tlse, a fluid flow modelling software developed at IMFT that is dedicated to the simulation of dispersed multiphase flows, such as fluidized beds. NEPTUNE_CFD@Tlse is built upon NEPTUNE_CFD. NEPTUNE_CFD is a computational fluids dynamics program developed by the consortium EDF (Électricité de France), CEA (Commissariat à l'Énergie Atomique), AREVA and IRSN (Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire) for investigating 3D turbulent and reactive multiphase flows. It can handle complex geometries and complex phenomena such as particle mixture, particle-fluid interaction, particle-particle and particle wall collisions, heat and mass transfers and chemical reactions. It follows and supersedes two modelling projects, ESTET-ASTRID and SATURNE. More details about the physics and numerical features of this code can be found in publications by Laviéville and Simonin (1999), Laviéville et al. (2006) and Neau et al. (2010).

The software has the following main characteristics and functions:

- multiphase flows (1 to 20 Eulerian fields or phases)
- interfacial momentum and energy transfer terms
- several turbulence models
- head losses and porosity
- meshes with all types of cell, including non conform connections
- based on the finite volume method
- parallelization: distributed-memory parallelism by domain splitting
- user-friendly interface for preprocessing operations
- Fortran 77 programming language

2 Model validation against published data

The first part of our numerical work is the validation of the model and simulation results against a reference publication (see section 2.1). This reference work, which includes several theses and published articles has generated a number of benchmark results for single phase (water only) flow, including velocity profiles inside the hydrocyclone and detailed mass balance information. In the case of multiphase flow, but only under dilute conditions ($\approx 5wt\%$ and $10wt\%$), partition curves are also provided. The comprehensiveness of the data reported in this work provided this work

with a sound basis on which to derive and validate a CFD model for the hydrocyclone under dilute conditions.

2.1 Hsieh's contribution

The work by Hsieh and Rajamani is often cited as a reference in many studies.

CFD simulation of Hsieh (1988)'s 75mm hydrocyclone have been conducted by Brennan (2006) in order to compare RSM and Large Eddy Simulation. Results showed simulations using RSM underestimate velocities but can be improved by adjusting some numerical constants. On the other hand, LES using the basic Smagorinsky-Lilly sub-grid scale model gives a good agreement with Hsieh's velocity data but required very fine grids. Delgadillo and Rajamani (2007) used computational fluid dynamics to explore alternative hydrocyclone geometries, in an attempt manipulate the hydrodynamics and achieve the desired classification. From the reference geometry of Hsieh (1988)'s, (75mm hydrocyclone with 4.88wt% feed solids content), they investigated the performance of six novel designs. According to their simulation results, they concluded that a double cone may be a promising design that should be tested in the field.

In the course of this study, we conducted a careful review of the study performed by Hsieh and Rajamani (1991), basing our analysis not on publications only but also on the original PhD manuscript Hsieh (1988)) from the University of UTAH.

This manuscript, wrote in 1988 in the Department of Metallurgy and Metallurgical Engineering of the University of Utah by Kuo-Tai Hsieh, includes both experimental work and numerical simulations. Design and geometric characteristics of the hydrocyclone are listed in Table 4.2.

Eight (8) experimental series are detailed in Table 4.3. Experimental series No.1, No.2 and No.3 were carried out with water at three different feed flow rates and series No.7 and No.8 for water and particles. Series No.4, No.5 and No.6 were made with a glycerol-water mixture in order to increase the viscosity of the feed.

Cyclone diameter	75	mm
Feed diameter	25	mm
Vortex finder diameter	25	mm
Spigot diameter	12.5	mm
Length of the vortex finder	50	mm
Length of the cylindrical section	75	mm
Cone angle	20	(°)

Table 4.2: Geometrical data of the hydrocyclone..

Pressure				Feed		Overflow		Underflow	
Series	Drop	Viscosity	Species	Solid	Liquid	Solid	Liquid	Solid	Liquid
No.	(10^4 Pa)	(cp)		kg/min	kg/min	kg/min	kg/min	kg/min	kg/min
1	4.67	1	water	-	66.990	-	63.720	-	3.270
2	3.33	1	water	-	53.490	-	50.270	-	3.220
3	2.00	1	water	-	42.780	-	39.920	-	2.860
4	4.67	10	1/1	-	89.360	-	80.800	-	8.560
5	3.33	10	1/1	-	74.603	-	66.998	-	7.605
6	4.00	3	1/1	-	72.963	-	67.787	-	5.176
7	6.00	1.054 ^a	4.88%	3.446	67.162	2.029	63.581	1.417	3.581
8	6.93	1.127 ^a	10.47%	8.212	70.238	4.485	67.205	3.627	3.033

Table 4.3: Experimental operating conditions..

The results presented in the manuscript are mainly in the form of velocity profiles and efficiency separation curves. To validate their modelling, they carried out velocimetry measurements (Laser Dopler Velocimetry) on their experimental setup (see Figure 4.1). To simulate the effect of an increase in suspension viscosity due to the presence of solid particles, they added glycerin to the water.

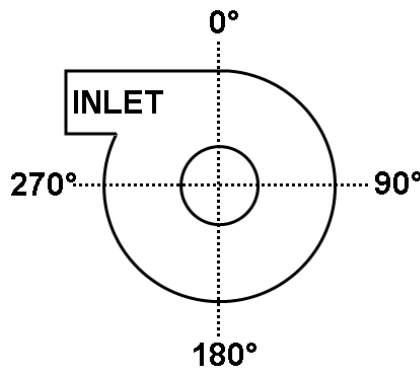


Figure 4.1: Definition of LDV sections.

Details about the numerical model (dimensions of the hydrocyclone and feed characteristics) are given. In their numerical analysis, simulations were two-dimensional and the computational domain was reduced to an axisymmetric section of the cyclone. The authors made the assumption of a perfectly symmetrical ring inlet located on the outer wall of the cylindrical part of the cyclone.

Inlet parameters are known: mass flow-rate and solid concentration of the feed are fixed,. Boundary conditions, at the overflow and the underflow outlets are imposed by a numerical boundary condition that assumes

no local variation. We note that the gas-liquid interface dynamics of the air-core was taken into account by using a numerical free surface based on a similar approach to the VOF method. Turbulence has been taken into account through a Prandtl mixing-length model that uses an algebraic equation for the turbulent viscosity. The selected turbulence model takes into account the effects of the presence of solid particles through the viscosity of the suspension, which is assumed to depend on the solid concentration, and through a turbulent viscosity that depends on the density and viscosity of the liquid-solid suspension.

2.2 Computational domain

An important issue in the hydrocyclone operation at low solids concentration is the presence of an air core in the central part of the device. Due to the high rotation rate of the fluid in the cylindrical part of the hydrocyclone, the pressure in the central part of the device is low. Air bubbles sucked through the underflow pipe, which discharges directly to the atmosphere accumulates in the regions of low pressure, thereby reducing the effective area available for the fluid to exit through the spigot. This leads also to an increase in pressure drop. In our preliminary simulations, we neglected the presence of this gas phase, and soon realized that it played a very significant role. Due to the increased pressure drop, we can expect a significant effect on the water split. In this work, two possible approaches have been used to model the air core. A realistic one with real gas and an economical one with a gas-liquid boundary condition replacing air in the middle of the hydrocyclone.

2.2.1 Real air-core

To simulate hydrocyclones as closely to reality as possible, a real air core with air being sucked through the spigot was first computed. The corresponding mesh can be seen in Figure 4.2. To generate this mesh, whose dimensions are presented in Table 4.2, Simail was used. This software is compatible with NEPTUNE_CFD. The first step was to generate the 3D mesh by a full rotating extrusion of a vertical slice of the cyclone. However, this technique generates a singular axis in the middle of the cyclone. To circumvent this numerical difficulty, the axis of rotation was removed. A cylindrical region was meshed directly in the center of the domain in order to obtain the complete geometry. The cylindrical inlet tube used in the experiment was simulated by a rectangular section tube with an area equal to the feed duct used by Hsieh. It is noted here that Hsieh's thesis does not give the detailed geometry of the inlet used in his work. Precise knowledge of the hydrocyclone inlet geometry is however an important issue as will be shown later in this work.

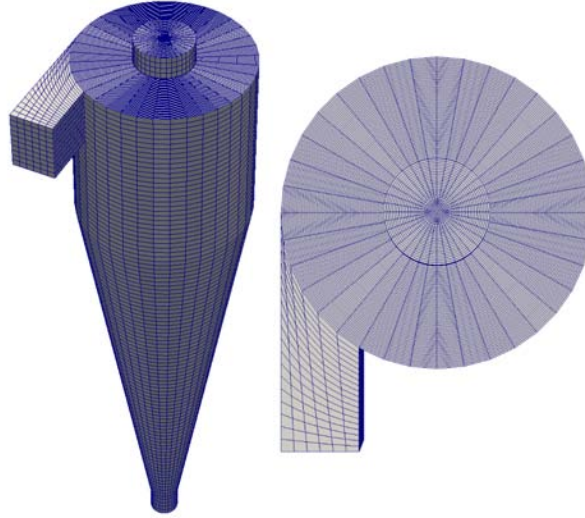


Figure 4.2: Mesh with real air-core modelling.

2.2.2 Air-core modelling by a vertical tube

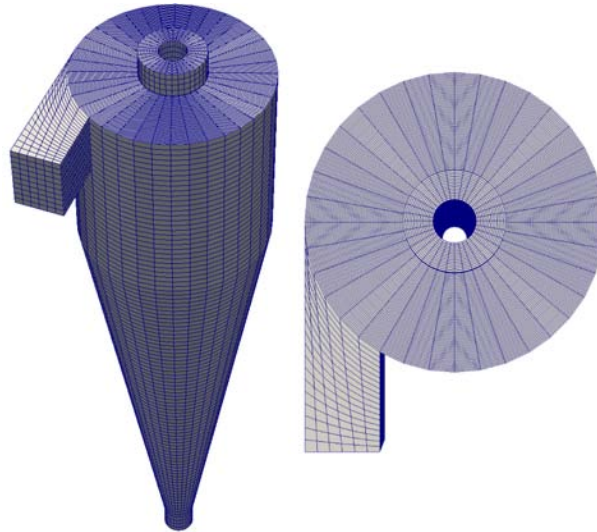


Figure 4.3: Mesh with air-core modelling by a vertical tube.

In several studies (Sripriya et al., 2007; Gupta et al., 2008; Evans et al., 2008), the air core has been replaced by a metal rod in order to improve separation performances. This approach has been reproduced but with gas-liquid interface boundary conditions (shear free condition allowing slip). In this case, the air core is modelled by a fixed tube located at the centre of the hydrocyclone. The justification for using this air-core modelling approach is that it is clearly less computer time consuming than the first solution, which requires solving two-phase (gas-liquid) flow equations over an even greater number of cells. Mesh generation proceeded as before with Simail, meshing

a vertical slice of the hydrocyclone and then a 360 degree rotation. The central hollow tube can be seen in Figure 4.3. The air core diameter was estimated from the experimental velocity profiles available in Hsieh's PhD manuscript. The air core diameter for series No.1 is about 11mm (88% of the spigot diameter) and 9mm for series No.5 (72% of the spigot diameter).

2.3 Liquid and solids properties

Physical parameters used for water and solid are:

$$\rho_{\text{water}} = 1000 \text{ kg.m}^{-3}$$

$$\mu_{\text{water}} = 0.001 \text{ Pa. s}$$

$$\rho_{\text{particles}} = 2700 \text{ kg.m}^{-3}$$

The particle size distribution used in Hsieh's experiments is presented in Figure 4.4. Numerical size distribution discretizes the experimental size distribution into five distinct size classes. These classes must be carefully selected so that the discretized distribution is a good approximation to the size distribution by mass. However, in some test cases, only three particle classes, hence 3 diameters were computed in order to reduce computing time.

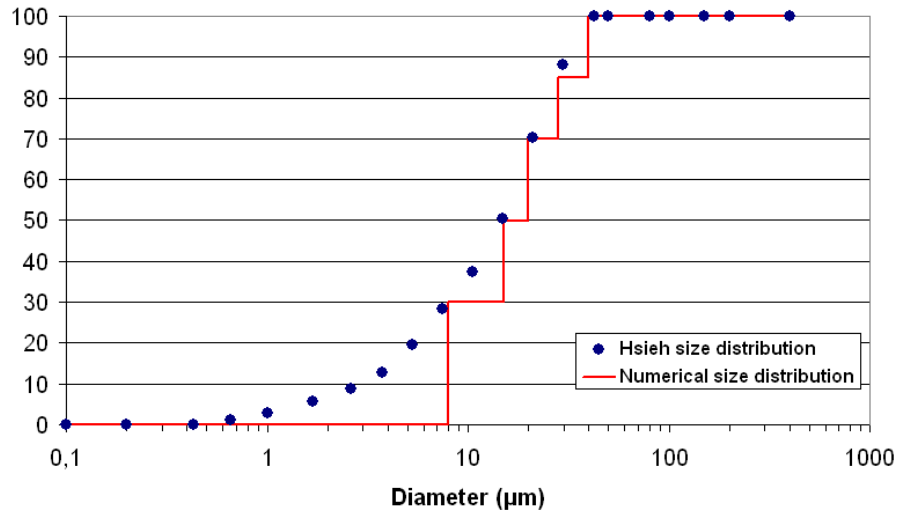


Figure 4.4: Experimental and numerical size distributions.

2.4 Details about numerical parameters

Depending on the air core modelling, four or five boundary conditions have to be specified.

- Wall
 - Liquid: friction
 - Solids: no slip

- Overflow: Atmospheric pressure
 - Liquid: free outlet
 - Solids: free outlet
- Underflow: Atmospheric pressure
 - Liquid: free outlet
 - Solids: free outlet
- Inlet
 - Liquid: imposed mass flow rate
 - Solids: imposed mass flow rate
- Air core modelling by a vertical tube
 - Liquid: free slip
 - Solids: free slip

Mass flow rates for liquid and solids are listed in table 4.3.

Sensitivity tests on mesh size and inlet turbulence parameters have been carried out on a different hydrocyclone case. The influence of the mesh size was insignificant on water split but new simulations of the Hsieh's cases should be done to compared the velocity profiles. The inlet turbulence parameters had few impacts on the transitory but the water splits in steady state were equal.

2.5 Validation of turbulence model & air-core modelling

The choice of the adequate turbulence model and air-core model were tested simultaneously. The two air-core modelling techniques, described in the section 2.2, have been used in conjunction with both the $k - \varepsilon$ and $R_{ij} - \varepsilon$ turbulence models. Firstly, the single-phase flow described in series No.1 of Hsieh's Phd thesis was simulated to compare water mass balance and velocity profiles. Secondly, partition curves from series No.7 and No.8 were compared to numerical and empirical predictions.

2.5.1 Water split

For hydrocyclone operating under steady-state conditions, we compare experimental water split with simulation results (see Table 4.4). Water split (see Figure 4.5) is defined as the water mass flow ratio between the feed and the overflow.

Due to the section reduction and pressure drop in the conical part, most of the water exits through the overflow. Moreover, the presence of an air core reduces the area open for liquid flow through the apex. According to the Figure 4.6, for the simulations with the fully modelled (real) air core and the $k - \varepsilon$ turbulence model, the predicted behaviour of the hydrocyclone is not relevant because the air core is missing all along the cyclone's height.

With the exception of the real air core with the $k - \varepsilon$ turbulence model, all simulation results give close results and agree fairly well with the experiments. What this means is that air core and turbulence modelling cannot

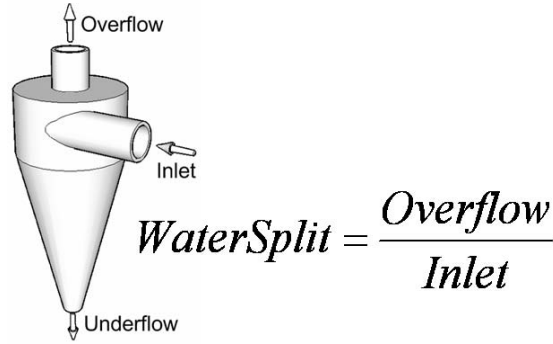


Figure 4.5: Water-split.

	Series No.1 Single phase flow (water)
Experimental results from Hsieh (1988)	95.1%
Tube approach with $R_{ij} - \varepsilon$ turbulence model	92.1%
Tube approach with $k - \varepsilon$ turbulence model	99.0%
Air-core modelling with $R_{ij} - \varepsilon$ turbulence model	94.1%
Air-core modelling with $k - \varepsilon$ turbulence model	73.7%

Table 4.4: Comparison of experimental and numerical water-split.

be validated from water split data. In other words, the development of the air core bears little to no relevance to the turbulence inside the hydrocyclone. Another approach is therefore required for deciding what the best modelling solution may be.

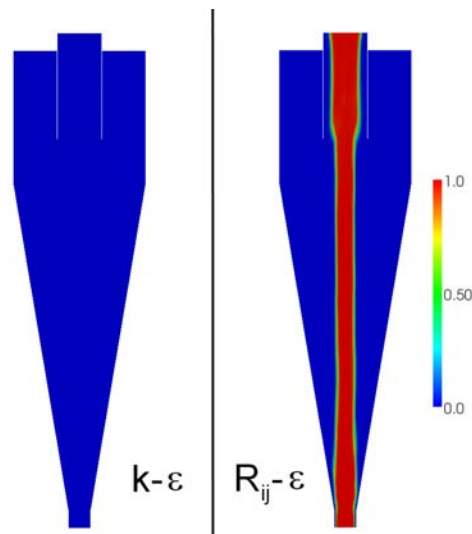


Figure 4.6: Gas volume fraction with real air-core modelling.

2.5.2 Velocity profiles

Several velocity profiles are available in Hsieh's manuscript, but digital data are available for series No.1 and No.5 at one height only, namely $60mm$ from the roof of the hydrocyclone. Additional profiles for series No.1 at $100mm$ and $150mm$ from the roof were digitized from the manuscript in order to generate more profiles that could be compared with numerical results.

Axial and tangential velocity profiles are presented in Figures 4.7 and 4.8 (from the centre of the hydrocyclone ($x = 0$) to the wall).

Velocity profiles obtained with $R_{ij}-\varepsilon$ or $k-\varepsilon$ turbulence models are very different. Despite nearly same water splits with the tube (fixed air core) model, velocity profiles inside the hydrocyclone are dramatically different. The $R_{ij}-\varepsilon$ model predicts axial and tangential velocity trends accurately, whereas the $k-\varepsilon$ model underestimates axial velocity in the center of the cyclone and provides a poor prediction of tangential velocity. The same observations can be made from the results with the real air core model.

In conclusions, the appropriate turbulence model is the $R_{ij}-\varepsilon$ model. Moreover, the full gas-liquid model of the air core does not seem to bring additional benefits, hence it may be concluded that air core modelling using a fixed diameter air core, or tube, is a practical solution for modelling the hydrocyclone under dilute conditions. .

These results indicate that macroscopic measurements are not suitable for matching a fluid mechanics model to the flow inside a separator such as the hydrocyclone.. Under dilute conditions, the work has shown that proper choice of turbulence model is essential for ensuring that the simulation captures the flow pattern inside the cyclone, as seen through the prism of the velocity profiles. Undoubtedly, this will have a major effect on particle separation under dilute conditions, as tangential velocity in particular is expected to be the separation driver inside the hydrocyclone.

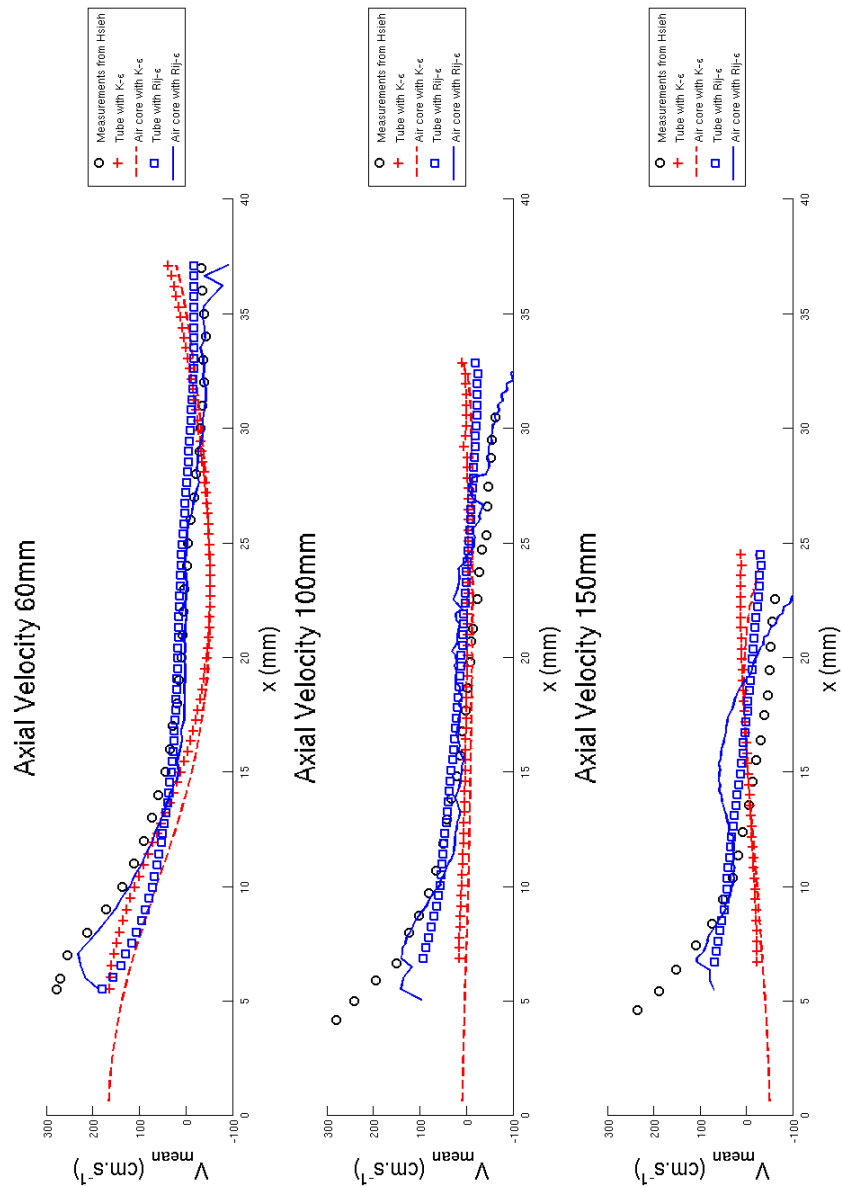


Figure 4.7: Axial velocity profiles for Series No.1.

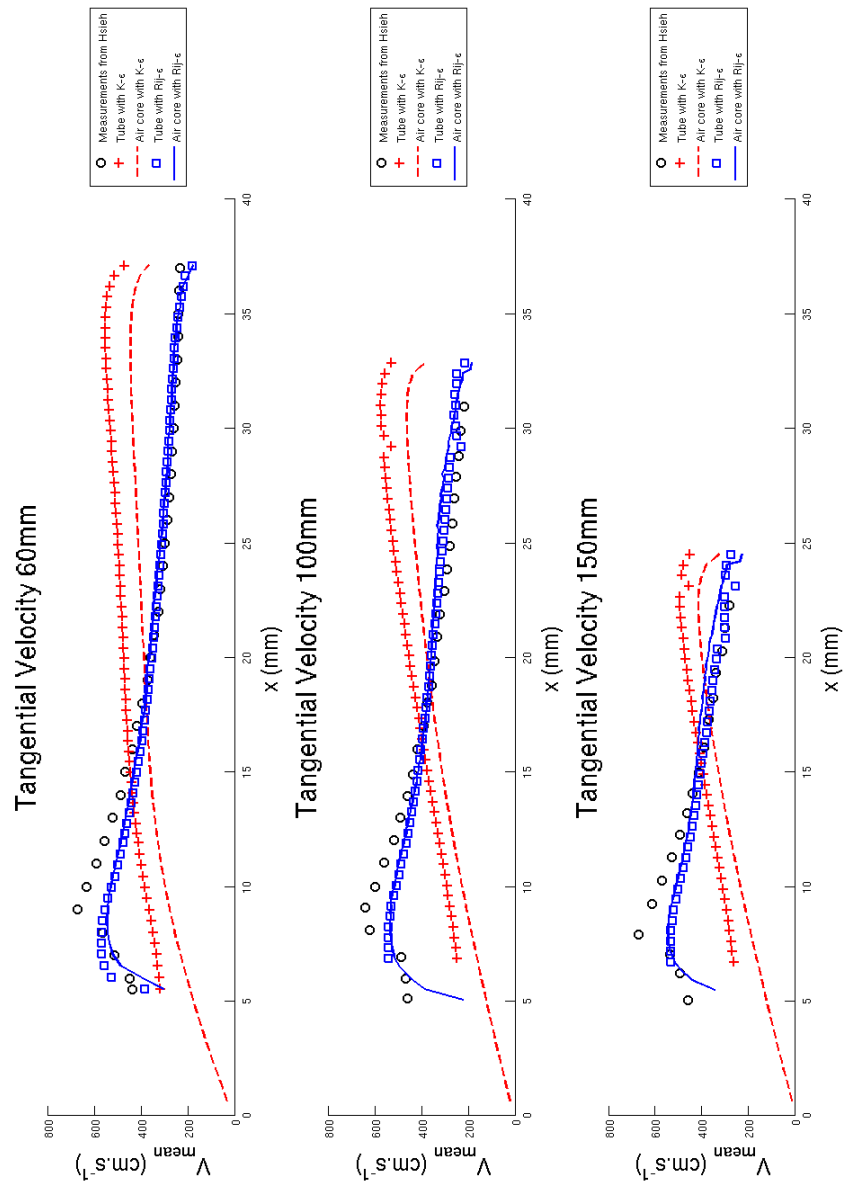


Figure 4.8: Tangential velocity profiles for Series No.1.

2.6 Sensibility to geometrical parameters

2.6.1 Air-core: Sensibility to the tube diameter

Although a fixed air core diameter was simple to set from Hsieh's data, since it was measured experimentally, the question of determining the right air core diameter from scratch is an important parameter for the numerical description of hydrocyclones. The sensitivity of the separation to this diameter must be tested against Hsieh's data in order to derive a procedure that may be used to set the air core diameter for other geometries or operating conditions.

The tube diameter was varied from 70% to 95% of the spigot diameter. The air core diameter for series No.1, estimated through experimental profiles from Hsieh's Phd thesis was about 11mm or 88% of the spigot diameter. Computations with tube diameter lower than 70% of the spigot diameter lead to very low pressure at the outlet. Air is sucked through the section and simulations are unstable.

	Series No.1
Experimental results from Hsieh (1988)	94.7%
70% of underflow diameter	96.6%
75% of underflow diameter	94.4%
80% of underflow diameter	92.2%
85% of underflow diameter	93.0%
90% of underflow diameter	94.2%
95% of underflow diameter	97.6%

Table 4.5: Influence of tube diameter on water-split..

Table 4.5 and on Figure 4.9 show the effect of air core diameter modelled as a rigid tube on water split.

On the one hand, with a large tube diameter, flow area is reduced and it forces water to exit through the overflow. With smaller diameters for the air core, the air core area is underestimated and the pressure drop leads to water suction through the underflow. This increases the mass flow of water through the overflow and increases the effective water-split. From the reasoning above, it appears that the correct choice of diameter for the air core, when modelled as a fixed tube, corresponds to the diameter at which the water split starts increasing. In our example, this value should be 80% of the spigot diameter.

Partition curves associated with the five tube diameters of Figure 4.9 are plotted in Figure 4.10. They show that the influence of air core diameter on separation performance is not significant.

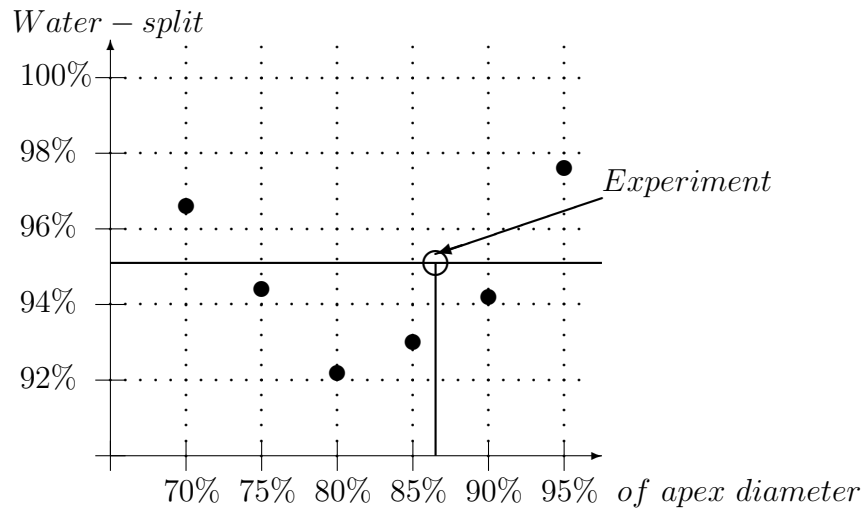


Figure 4.9: Influence of tube diameter on water-split.

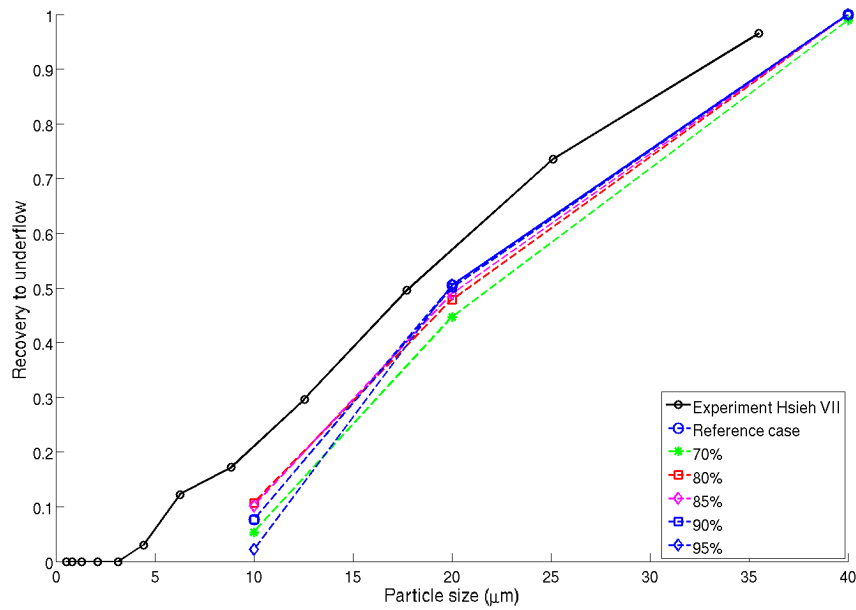


Figure 4.10: Influence of tube diameter on partition curves.

Therefore, the choice of tube diameter over this range of values is not critical for hydrocyclone separation performance under dilute conditions.

2.6.2 Sensitivity to the inlet geometry

Numerical simulations output flow streamlines and particle trajectories (streamlines on the left of Figure 4.11 and pathlines of $40\mu m$ diameter particles passing through the overflow on the right).

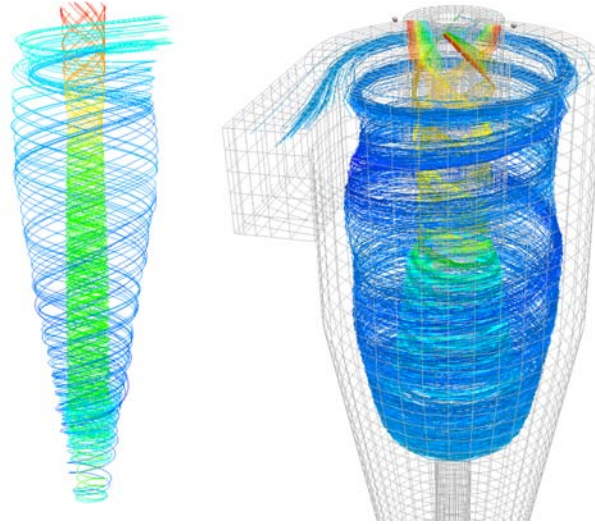


Figure 4.11: Streamlines (Left) - $40\mu m$ particle trajectories (Right).

From this example, we observe why $40\mu m$ diameter particles report to the overflow instead of the underflow. Indeed, particles injected towards the interior region of the inlet never reach the walls of the cyclone and remain within the core of the flow. They are eventually caught by the upward flow and leave the device through the overflow with the lighter particles.

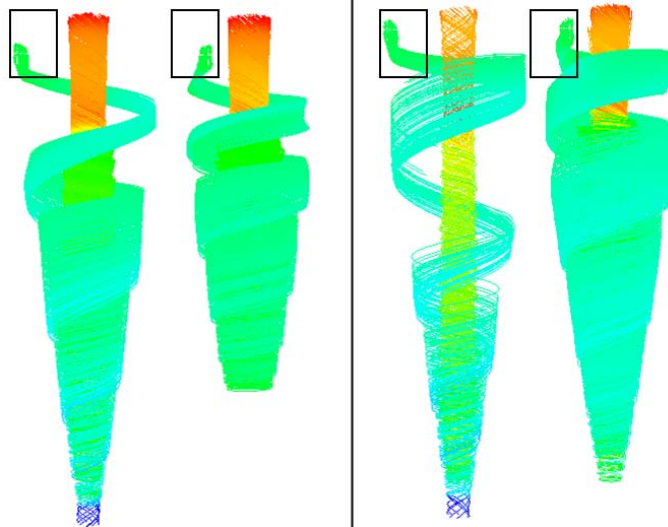


Figure 4.12: Trajectories of $20\mu m$ diameter particles.

Based on Figure 4.12, we can see the same particles injected at different points inside the inlet cross-section area can report to the underflow or the overflow. This is a significant finding that emphasizes the significance of hydrocyclone feed pipe and inlet on separation performance.

In addition to testing the effect of injection location on particle separation, computations were carried out to test the sensitivity of separation to inlet geometry. In some industrial hydrocyclones, the inlet is shaped as a spiral in order to increase the centrifugal force, as it accelerates the feed. Inlet with clockwise (centrifugal) and counterclockwise (counter-centrifugal) curvature were tested by simulation, in order to appreciate the effect of inlet design on separation. The first one increases the centrifugal force whereas the second reduces it. These two opposite geometries are compared to a straight inlet (see Figure 4.13).

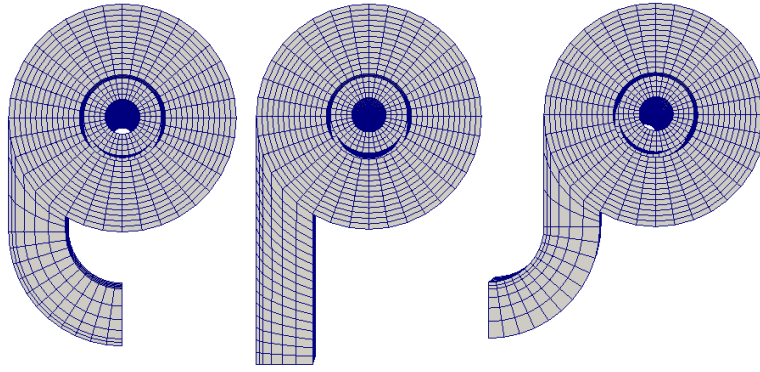


Figure 4.13: Shapes of inlet geometries.

Numerical simulations of water-split for each inlet geometry are close to experiments (see Table 4.6). Water-split is not critical to characterize the hydrocyclone behaviour regarding the modification of the inlet geometry.

	Series No.1
Experimental results from Hsieh (1988)	94.7%
Centrifugal inlet	96.6%
Straight inlet	94.4%
Counter-Centrifugal inlet	92.2%

Table 4.6: Influence of inlet geometry on water-split.

Partition curves (see Figure 4.14) are clearly different from one another. The modification of the inlet geometry has the expected effect, i.e. an increase of the centrifugal effect at entrance yields better separation performance, which emphasizes the significance of hydrocyclone inlet design

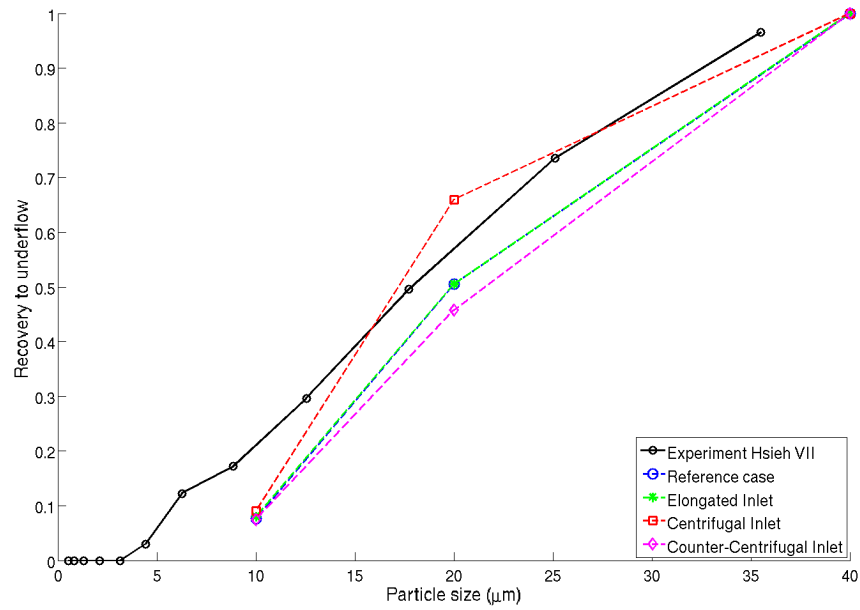


Figure 4.14: Partition curves with different inlet geometries.

on performance. This is a very practical outcome of computer simulation, which permits testing the value of new and existing geometries easily. These results also demonstrate that it is critical that the exact geometry of hydrocyclone inlet be used in numerical hydrocyclone modelling.

2.7 Two-phase flow simulations

Two experiments with particles are reported in table 4.3, under Series No. 7 and 8. With a mass fraction of 10.47wt%, that is a volumetric fraction of particles around 4vol%, we can safely assume that the hydrocyclone operates under dilute conditions for the simulations. Simulations were performed with the $R_{ij} - \varepsilon$ turbulence model chosen before, and the vertical tube scheme for modelling the air core. Experiments and computations have been compared to Plitt's model. Separation curves, corrected from the water split, are presented in Figure 4.15.

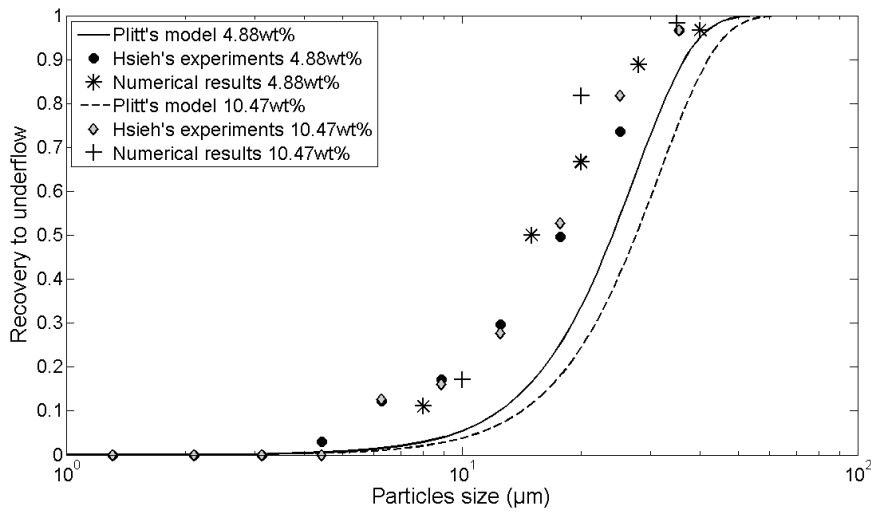


Figure 4.15: Partition curve for series No.7 & series No.8.

Results with $R_{ij} - \varepsilon$ model are a good match to the experimental behavior of the hydrocyclone. This separation curve validates our numerical boundary conditions and assumptions.

Partition curves fully describe hydrocyclone performance for practical purposes. However, they give no information whatsoever about flow patterns and particle distribution inside the cyclone. Velocity profiles give local information on hydrodynamics which is the basic physical mechanism that controls particles separation.

3 Validation on 100mm diameter hydrocyclone

A numerical simulation of the 1wt% case described in section 3.1 with an inlet flow rate of 2.23 L.s^{-1} (2.24 kg.s^{-1}) has been realised.

The numerical size distribution used in the computations is shown in Figure 4.16.

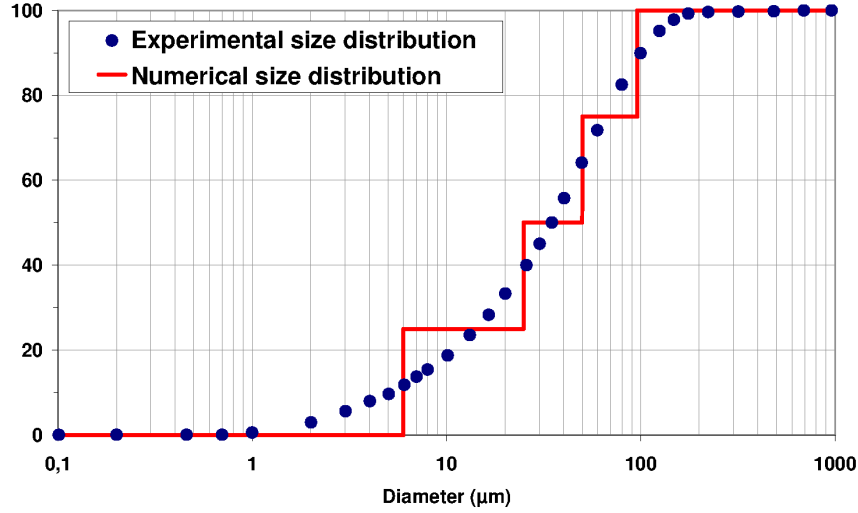


Figure 4.16: Experimental and numerical size distributions.

3.1 Computational domain

As we showed in section 2.6.2, the geometry of the simulated cyclone must match the the actual geometry, with particular emphasis on the geometry of the pipework leading to the inlet and that of the inlet itself. The inlet pipe section is connected to the cylindrical body of the hydrocyclone through a rectangular and tangential channel (Chapter 3 Figure 3.2) with a $10\text{mm} \times 30\text{mm}$ cross-section (see Figure 4.17). The sudden area reduction yields a sharp and significant increase of the inlet velocity, which must be modelled accurately by the simulation.

The air core diameter is not fitted to any experimental observations but is estimated through several simulations with different tube diameters, as explained in section 2.6.1. It was eventually set equal to 90% of the spigot diameter (16.2mm) (see Figure 4.18). The sensitivity to this parameter has been tested and the choice of tube diameter does not appear to be critical for prediction of hydrocyclone separation performance over the range we tested.

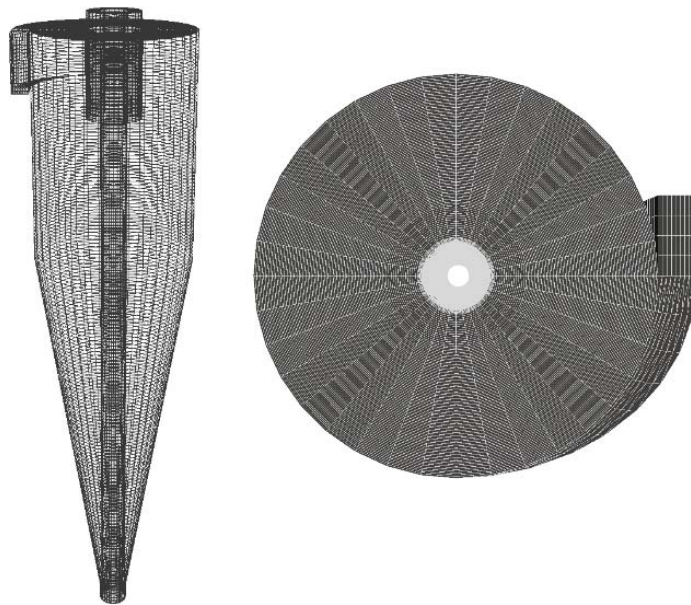


Figure 4.17: Mesh of the experimental hydrocyclone.

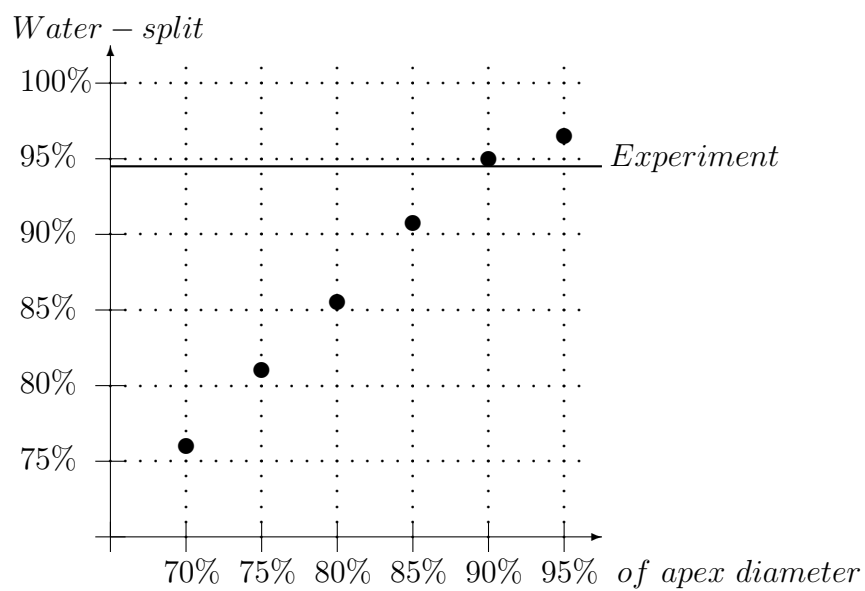


Figure 4.18: HC100: Influence of tube diameter on water-split.

3.2 Detailed analysis of simulation results

In the inlet section, the Reynolds number reaches 100,000 and fully turbulent conditions are used for the boundary conditions. Consequently, it is assumed that solid concentration and particle distribution inside the inlet are uniform. With a fixed tube approach for modelling the air core, shear free boundary conditions are imposed across the tube-slurry interface as per a gas-liquid interface. Outlet boundary conditions, which are suitable for both water only and slurry simulations are the same for all cases. A fixed pressure (atmospheric pressure) is applied at both outlets, which allows air and water phases to enter through the outlets (underflow and overflow sections) if the pressure inside the device becomes lower than atmospheric pressure. With solid-liquid simulations, the vertical tube replaces the air core and neither water nor air should enter the domain through the apex when the tube diameter is set to a correct value. This is in actual fact a test as to whether the fixed air core diameter is properly set.

The flow in the narrowing section of the conical part is a critical issue when meshing the domain. Indeed, meshing the region between the air core and the spigot wall requires utmost care. In our case, a spigot 18mm in diameter of which 90% is filled by the air core only leaves a 0,9mm wide gap for water and particles to exit. Meshing the narrowing region leading to this annular region is clearly critical. The size of the cells is almost uniform while the smallest dimension is about $1.5 \cdot 10^{-4}m$. The mesh is composed of roughly 450,000 hexahedral and pentahedral structured cells. At the beginning of a simulation, the hydrocyclone is full of water. During the transient part of the simulation leading to a steady-state solution, particles are fed into the domain. Eventually, a steady-state is reached, and time averages are formed for all variables so that they can be analyzed statistically. Simulations are computer intensive. For example, the total CPU time for simulation of the fixed tube approach with 1wt% silica, accounting for solid-solid interactions, takes one full day on 40 processors in order to reach a steady-state solution .

3.3 Water split

For a hydrocyclone operating under steady processing conditions with fixed inlet parameters, we first compared experimentally measured water split values with simulation results.

The pressure drop across the hydrocyclone is caused by the section restriction in the conical region and spigot, and by the presence of the air core. Most of the feed water flows through the vortex finder and is recovered at the overflow (see Table 4.7).

The numerical value of water split is close to the experiments. It has been shown (Davailles et al., 2012) however that a correct water-split is necessary

Experimental water-split	94%
Numerical water-split	95%

Table 4.7: Comparison of experimental and numerical water-split.

but not sufficient to validate the simulation method as it is insensitive to the finer features of flow, such as the turbulence for instance.

3.4 Tangential Velocity

The centrifugal force induced by the high tangential inlet velocity controls particle separation. It depends on both particle density and size (see Equation 4.32). In our experiments, particles differ only by their size.

$$F_c = (\rho_p - \rho_l) \frac{\pi d_p^3}{6} \frac{U_{\theta p}^2}{r} \quad (4.32)$$

In the central part of the cyclone, where tangential velocity is highest (see a hydrocyclone slice coloured by tangential velocity in Figure 4.19, tangential velocity profiles in Figure 4.20 and G-force profiles at three heights for 35 μ m diameter particles in Figure 4.21), centrifugal force is maximum. This force is also strongly dependant on particle size (see Figure 4.22 for a solid volume fraction spatial distribution).

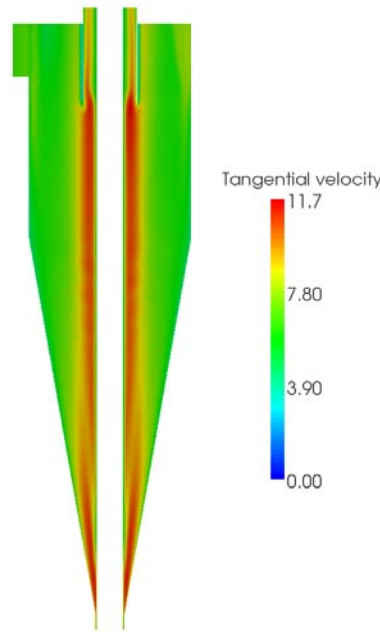


Figure 4.19: Tangential velocity within the hydrocyclone.

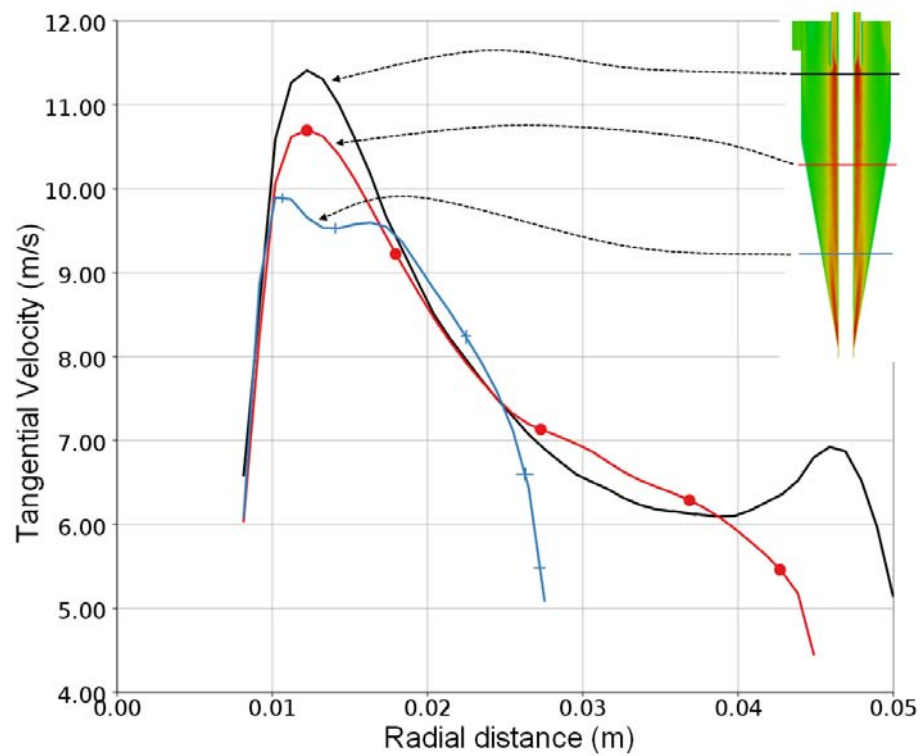


Figure 4.20: Tangential velocity profiles at three hydrocyclone heights.

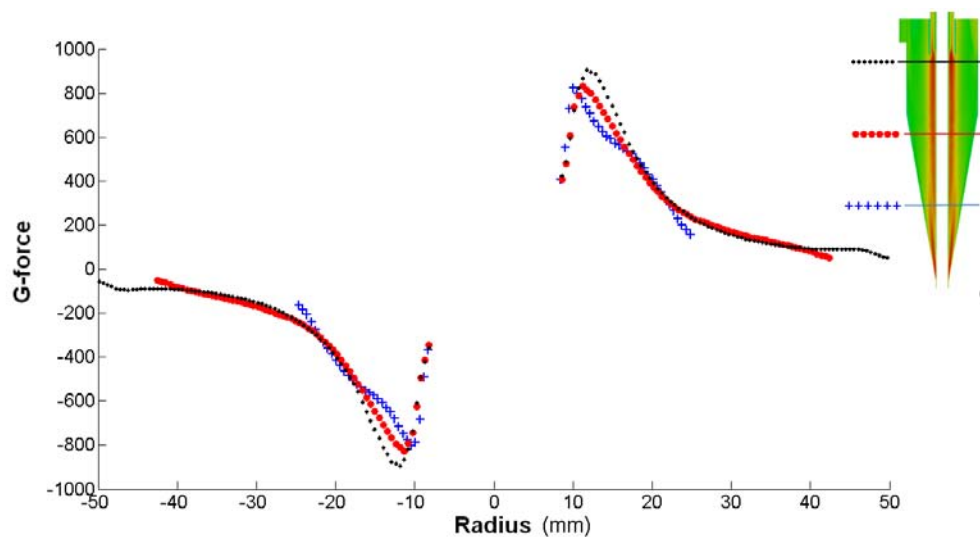


Figure 4.21: G-force profiles at three hydrocyclone heights.

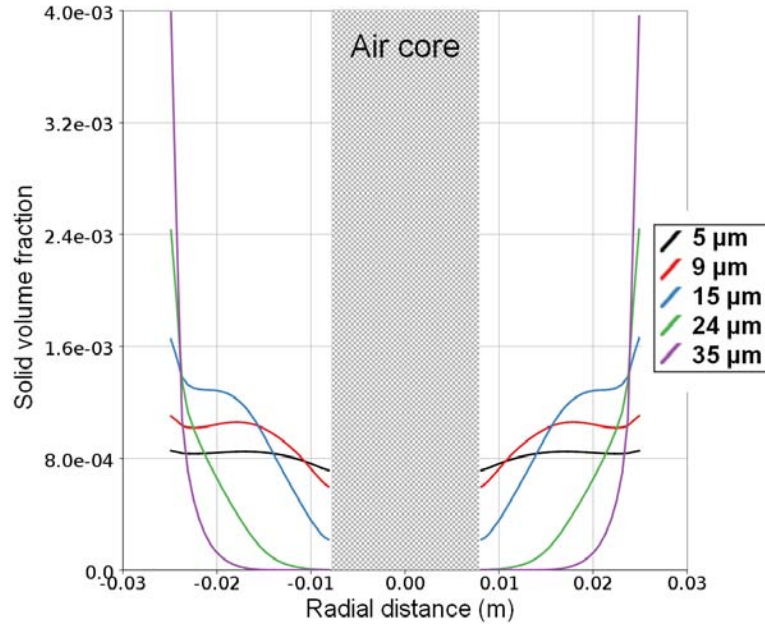


Figure 4.22: Solid volume fraction 0.1m above the underflow outlet.

Velocity profiles are similar to those previously discussed in section 2 and experimentally measured by Hsieh (1988). Due to the high velocity and the low radius of curvature of the streamlines in the central part of the hydrocyclone, centrifugal force is very high and larger particles cannot flow towards the overflow.

Figure 4.22 shows the differences in separation between particles of different sizes. The smallest particles are insensitive to centrifugal force and are homogeneously distributed throughout the cross-section of the hydrocyclone, whereas largest particles are concentrated along the walls.

3.5 Partition curve

A computation of 1wt% silica feed case is presented as typical of dilute conditions. This range of concentration falls also well inside the domain of applicability of empirical models. Measured, CFD-predicted and Plitt's model predictions are plotted in Figure 4.23 for 2.23L.s^{-1} inlet mass flow rate.

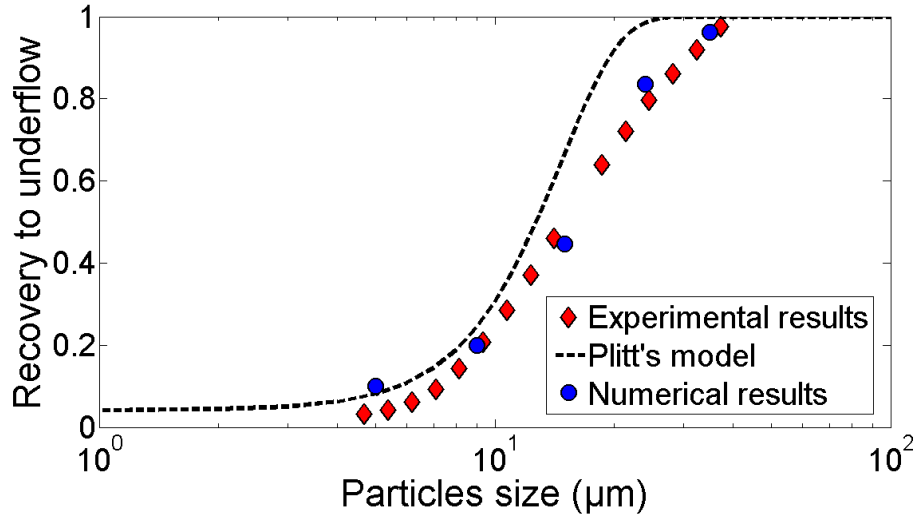


Figure 4.23: Partition curve for 1wt% silica feed.

The agreement between the partition functions plotted in Figure 4.23 is excellent. Adding to the thorough validation against Hsieh's data, all the above results confirm that the numerical approach we have developed and used for simulating hydrocyclones is complete and readily useable for predicting with accuracy the behavior of operating hydrocyclones under dilute conditions. It is emphasized that the simulation does not require any numerical fitting.

4 References

- G. Balzer and O. Simonin. Three dimensional numerical prediction of two phase flow in industrial CFB boiler. In *Proceedings of the 14th International Conference on Fluidized Bed Combustion*, volume 2, pages 1017–1022, 1997.
- M. Brennan. CFD Simulations of Hydrocyclones with an Air Core Comparison Between Large Eddy Simulations and a Second Moment Closure. *Chemical Engineering Research and Design*, 84(6):495–505, 2006.
- A. Davailles, E. Climent, and F. Bourgeois. Fundamental understanding of swirling flow pattern in hydrocyclones. *Separation and Purification Technology*, 2012.
- J.A. Delgadillo and R.K. Rajamani. Exploration of hydrocyclone designs using computational fluid dynamics. *International Journal of Mineral Processing*, 84(1-4):252–261, 2007.
- S. Ergun. Fluid flow through packed columns. *Chem. Eng. Prog.*, 48:89–94, 1952.
- W.K. Evans, A. Suksangpanomrung, and A.F. Nowakowski. The simulation of the flow within a hydrocyclone operating with an air core and with an inserted metal rod. *Chemical Engineering Journal*, 143(1-3):51–61, 2008.
- A. Gobin, H. Neau, O. Simonin, J.R. Llinas, V. Reiling, and J.L. Sélo. Fluid dynamic numerical simulation of a gas phase polymerization reactor. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 43(10-11): 1199–1220, 2003. ISSN 1097-0363.
- R. Gupta, M.D. Kaulaskar, V. Kumar, R. Sripriya, B.C. Meikap, and S. Chakraborty. Studies on the understanding mechanism of air core and vortex formation in a hydrocyclone. *Chemical Engineering Journal*, 144(2):153–166, 2008.
- K.T. Hsieh. *Phenomenological model of the hydrocyclone*. PhD thesis, Dept. of Metallurgical Engineering, University of Utah, 1988.
- K.T. Hsieh and R.K. Rajamani. Mathematical model of the hydrocyclone based on physics of fluid flow. *AIChE Journal*, 37(5), 1991.
- B.E. Launder, G.J. Reece, and W. Rodi. Progress in the development of a reynolds-stress turbulence closure. *Journal of Fluid Mechanics*, 68(03): 537–566, 1975.
- J. Laviéville and O. Simonin. Equations et modèles diphasiques du code Astrid 3.4 et du code saturne polyphasique. *Technical report HE-44/99/041/A, EDF R&D*, 1999.

-
- J. Laviéville, M. Boucker, M. Quemerais, S. Mimouni, and N. Mechitoua. NEPTUNE_CFD V1.0 - Theory Manual. *NEPTUNE report H-I81-2006-04377-EN - Nept_2004_L1.2/3, EDF R&D*, 2006.
- H. Neau, J. Laviéville, and O. Simonin. NEPTUNE_CFD high parallel computing performances for particle-laden reactive flows. In *Proc. 7th Int. Conference on Multiphase Flow, ICMF 2010, Tampa, USA*, 2010.
- O. Simonin. Numerical modelling and prediction of dispersed two-phase flows. *IMVU, Meserburg, Germany*, 1995.
- O. Simonin. Continuum modelling of dispersed two-phase flows Combustion and Turbulence in Two-phase Flows (Lecture Series 1996–02). *Rhode Saint Genese: Von Karman Institute for Fluid Dynamics*, 1996.
- R. Sripriya, M.D. Kaulaskar, S. Chakraborty, and B.C. Meikap. Studies on the performance of a hydrocyclone and modeling for flow characterization in presence and absence of air core. *Chemical Engineering Science*, 62(22): 6391–6402, 2007.
- C. Wen and Y. Yu. Mechanics of fluidization. In *Chem. Eng. Prog. Symp. Ser.*, volume 62, page 100, 1965.
english

Confrontation
simulations/expériences en
régime concentré

5

Sommaire

1	Modèle physiques et simulation	113
1.1	Evolution du code de simulation	113
1.1.1	Interactions entre particules de différentes tailles	113
1.1.2	Pression frictionnelle	115
1.2	Domaine de simulation et paramètres	116
2	Résultats	117
2.1	Influence de la concentration	117
2.2	Influence de la géométrie	126
2.2.1	Diamètre de sousverse	126
2.2.2	Ajout d'une rehausse dans le corps cylin- drique	130
3	Conclusions	133
4	Références	135

Le Chapitre 4 a permis de détailler la méthodologie de simulation et la validation des modèles en régime dilué. Il s'agissait une étape préliminaire nécessaire à la simulation de conditions plus concentrées en particules. Avec l'augmentation de la concentration, la modélisation physique de la séparation se complexifie et certaines hypothèses faites en régime dilué ne sont plus applicables. En particulier, l'augmentation de la charge en solide nécessite la prise en compte des interactions entre les particules de différentes classes de taille et les effets de friction inter-particulaire. La section 1 va ainsi mettre en avant les différences entre les simulations effectuées en régime dilué dans le Chapitre 4 et les modèles physiques spécifiques pour réaliser les simulations en conditions concentrées.

Dans la section 2, l'évolution des performances de l'hydrocyclone avec la variation de différents paramètres est étudiée. La variabilité des résultats en fonction de l'augmentation de la concentration en solide à l'alimentation a été simulée (§ 2.1). L'influence de la géométrie de l'hydrocyclone a été testée, par la réduction du diamètre de la sousverse dans le § 2.2.1 et par l'allongement de la partie cylindrique (§ 2.2.2).

1 Modèle physiques et simulation

Les simulations présentées dans ce chapitre se placent dans la continuité de celles développées au chapitre 4. Le § 1.1 présentera les compléments de modélisation pour la simulation numérique avec NEPTUNE_CFD@Tlse et le § 1.2 détaillera les éléments relatifs à la géométrie et au maillage.

1.1 Evolution du code de simulation

Bien que le code de simulation soit tout à fait adapté à la simulation des écoulement dilués, une évolution importante récente a permis l'extension de son utilisation aux suspensions concentrées. Cette évolution intègre l'effet de la polydispersité des particules et la prise en compte de la pression frictionnelle dans les zones à très forte concentration en solide. De nombreux détails sont disponibles dans les travaux de Fede et al. (2011), Batrak (2005), Batrak et al. (2005).

1.1.1 Interactions entre particules de différentes tailles

Dans un écoulement où des particules solides de taille différente interagissent, les collisions entre particules de différents diamètres provoquent des échanges de quantité de mouvement. Ainsi, il faut remplacer le terme $I_{f,i}$ dans l'équation 4.2 par $\sum_{q=p,g} I_{(q \rightarrow k),i}$ afin de tenir compte du transfert de quantité de mouvement entre toutes les phases. Le transfert de quantité de

mouvement (Gourdel et al., 1999) entre deux particules solides p et q de diamètre d_p et d_q respectivement s'écrit :

$$I_{q \rightarrow p, i} = -\alpha_p \rho_p \frac{m_q}{m_p + m_q} \frac{1 + e_c}{2} \frac{H_1(Z_{pq})}{\tau_{pq}^c} (U_{p, i} - U_{q, i}) \quad (5.1)$$

m_p et m_q sont respectivement les masses d'une particule p et d'une particule q .

e_c est le coefficient de restitution inélastique et τ_{pq}^c le temps caractéristique de collision.

Le terme d'échange de quantité de mouvement présenté dans l'équation 5.1 est un complément du modèle monodisperse car dans le cas $m_p = m_q$ (monodisperse), on a $U_p = U_q$ et donc $I_{q \rightarrow p, i}$ égal à zéro.

$H_1(Z_{pq})$ est une fonction théorique qui permet d'adapter la théorie cinétique des gaz aux écoulements granulaires et s'écrit :

$$H_1(Z_{pq}) = \frac{8 + 3Z_{pq}}{6 + 3Z_{pq}} \quad (5.2)$$

Z_{pq} représente le rapport entre le carré de la vitesse relative et la somme des agitations des particules :

$$Z_{pq} = \frac{(U_p - U_q)^2}{\frac{4}{3}(q_p^2 + q_q^2)} \quad (5.3)$$

L'expression théorique du temps caractéristique de collision est donné par :

$$\frac{1}{\tau_{pq}^c} = g_{pq} n_q \pi d_{pq}^2 \sqrt{\frac{16}{3\pi}(q_p^2 + q_q^2)} H(Z_{pq}) \quad (5.4)$$

$H(Z_{pq})$ peut être écrit de la façon suivante :

$$H(Z_{pq}) = \sqrt{1 + \frac{\pi Z_{pq}}{4}} \quad (5.5)$$

Le temps caractéristique de collision est proportionnel à la fréquence de collision. Il est intéressant de déterminer son évolution en fonction de Z_{pq} :

- si $Z_{pq} \rightarrow 0$, les collisions sont provoquées par l'agitation des deux classes de particules.
- si $Z_{pq} \rightarrow \infty$, les collisions sont dominées par la vitesse relative entre les particules.

De plus amples informations sur les bases théoriques et la validation des expressions de $H_1(Z_{pq})$ et de $H(Z_{pq})$ sont disponibles dans les travaux de Gourdel et al. (1999) et de Zaichik et al. (2009).

Dans l'équation 5.4, g_{pq} est la fonction de distribution radiale. Cette fonction de distribution radiale est obtenue par extension du modèle de Lun and Savage (1986) pour les écoulements polydisperses :

$$g_{pq} = \left[1 - \frac{\alpha_s}{\alpha_{max}} \right]^{-2.5\alpha_{max}} \quad \text{si } \alpha_s < \alpha_{max} \quad (5.6)$$

α_s est la fraction volumique totale des particules et $\alpha_{max} = 0,64$ est le maximum de l'empilement aléatoire de sphères dures monodisperses.

Cette fonction augmente ainsi le terme de flux collisionnel dans les équations de transport du tenseur cinétique et de la quantité de mouvement quand la fraction volumique de solide tends vers α_{max} .

1.1.2 Pression frictionnelle

Lorsque la fraction volumique des particules est élevée (typiquement $\alpha_s \geq 0,5$), l'hypothèse de collision binaire en un laps de temps infinitésimal est mise en défaut. En effet, les contacts sont alors plus nombreux et plus longs, ce qui impose de tenir compte des effets de friction solide.

Comme vu précédemment dans l'équation sur le transfert de quantité de mouvement 4.28, le tenseur des contraintes effectives se décompose en deux parties :

$$T_{p,ij} = \alpha_p \rho_p R_{p,ij} + \Theta_{p,ij}$$

$R_{p,ij}$ est le tenseur des contraintes cinétiques et $\Theta_{p,ij}$ le tenseur des contraintes collisionnelles.

Batrak et al. (2005) ont proposé l'écriture suivante pour $\tau_{p,ij}$:

$$\tau_{p,ij} = \underbrace{\left[P_p - \lambda_p \frac{\partial U_{p,m}}{\partial x_m} \right] \delta_{ij}}_{\text{Tenseur cinétique}} - \underbrace{\mu_p \left[\frac{\partial U_{p,i}}{\partial x_j} + \frac{\partial U_{p,j}}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial U_{p,m}}{\partial x_m} \delta_{ij} \right]}_{\text{Tenseur collisionnel}}$$

avec $\mu_p = \mu_{p,col} + \mu_{p,cin} + \mu_{p,fric}$.

Le modèle de viscosité frictionnelle $\mu_{p,fric}$ implémenté dans NEPTUNE_CFD@Tlse est celui de Srivastava and Sundaresan (2003), lui même basé sur les travaux de Atkinson and Bransby (1978) et Jackson (1983).

Ainsi, la viscosité frictionnelle s'écrit :

$$\mu_{p,fric} = \frac{P_{fric} \sin \phi}{2\sqrt{I_{2D} + \frac{2}{3} \frac{q_p^2}{d_p}}},$$

$$P_{fric} = \begin{cases} Fr \frac{(\alpha_s - \alpha_{s,min})^n}{(\alpha_{s,max} - \alpha_s)^q} & \text{si } \alpha_s > \alpha_{s,min} \\ 0 & \text{si } \alpha_s < \alpha_{s,min} \end{cases}$$

où α_s est la fraction volumique de la phase solide, $\alpha_{s,max}$ le taux de compacité maximale, ϕ l'angle de friction interne, q_p^2 l'énergie cinétique d'agitation des particules, d_p le diamètre des particules et I_{2D} le second invariant du tenseur des contraintes.

Par défaut, les paramètres Fr , n , q et $\alpha_{s,min}$ sont ceux proposés par Srivastava and Sundaresan (2003), c'est à dire : $Fr = 0,05$, $n = 2$, $q = 5$ et $\alpha_{s,min} = 0,5$.

1.2 Domaine de simulation et paramètres

Contrairement à la géométrie de simulation présentée dans le chapitre 4 § 3.1, l'hydrocyclone numérique ne présente pas de cœur gazeux. En effet, les observations détaillées dans le chapitre 3 § 3.2 permettent de connaître avec certitude le type de décharge pour chaque condition opératoire. Par conséquent, ce chapitre traitera exclusivement le cas de la décharge en boudin, visible sur la photographie 3.19(c). Contrairement au cas dilué où une interface gaz-liquide était présente dans la zone centrale de l'hydrocyclone, la zone centrale de la modélisation en concentré ne présente pas d'interface gaz/liquide et est par conséquent entièrement maillée de type « O-grid » visible sur la Figure 5.1.

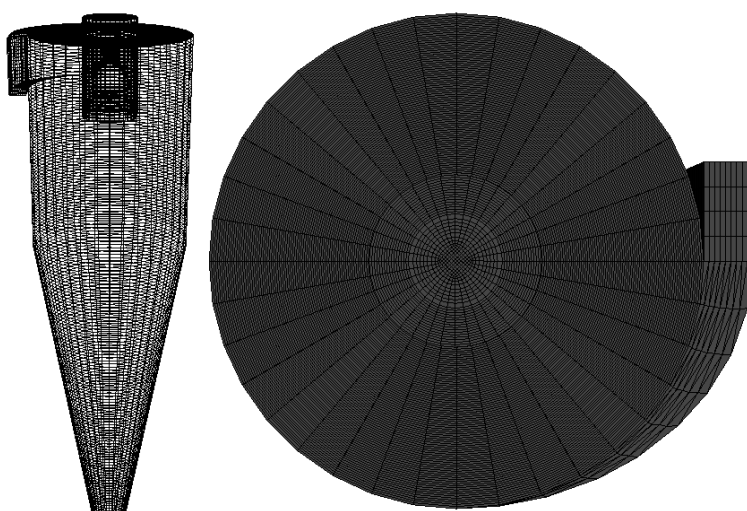


FIGURE 5.1: Maillage de l'hydrocyclone de référence avec une rehausse et la buse de sousverse de 18mm.

Pour les concentrations intermédiaires, la longueur du tube de sousverse a été allongée artificiellement. Lorsque le régime de décharge est proche de la transition boudin/parapluie, une longueur accrue de sousverse permet d'améliorer la convergence des simulations en stabilisant l'écoulement proche de la sortie libre. Pour autant, une étude de sensibilité réalisée hors de ce régime d'écoulement a montré que la longueur du tube de sousverse ne modifiait ni l'écoulement ni l'efficacité de séparation de l'hydrocyclone.

Il s'agit donc simplement d'un artifice numérique sans effet sur les résultats de la simulation.

2 Résultats

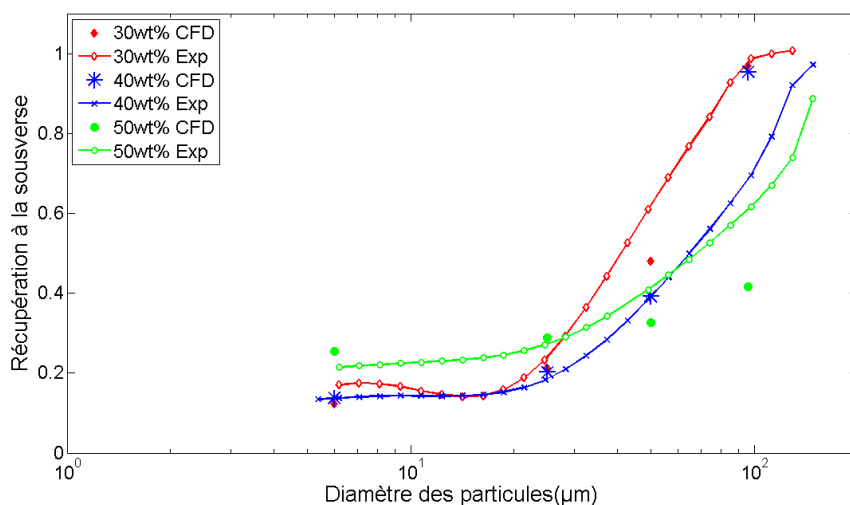
Le cœur gazeux est fortement réduit voire inexistant dans le cas d'une décharge en boudin. En effet, l'accumulation de particules dans la partie conique de l'hydrocyclone bloque l'alimentation en air du cœur gazeux. On rappelle qu'en régime dilué, l'aspiration de l'air se fait par la sousverse de l'hydrocyclone. De plus, notre travail de caractérisation expérimentale a permis de déterminer quelle type de décharge est associée à chaque condition opératoire. Ainsi, pour l'hydrocyclone utilisé dans ce travail, il existe une zone de transition entre les conditions à faible charge en solide qui provoquent une décharge en parapluie (jusqu'à environ 10wt%) et les conditions qui provoquent une réelle décharge en boudin (à partir de 30wt%). Cette zone de transition est très compliquée à étudier numériquement. L'écoulement tri-phasique (gaz, liquide, solide) est très sensible aux variations externes et est fortement intermittent. La méthode utilisée pour simuler la présence du cœur gazeux n'est effectivement pas appropriée pour étudier la transition vers un état de décharge en boudin et la disparition du cœur gazeux. Nous nous concentrerons donc sur les cas fortement concentrés.

2.1 Influence de la concentration

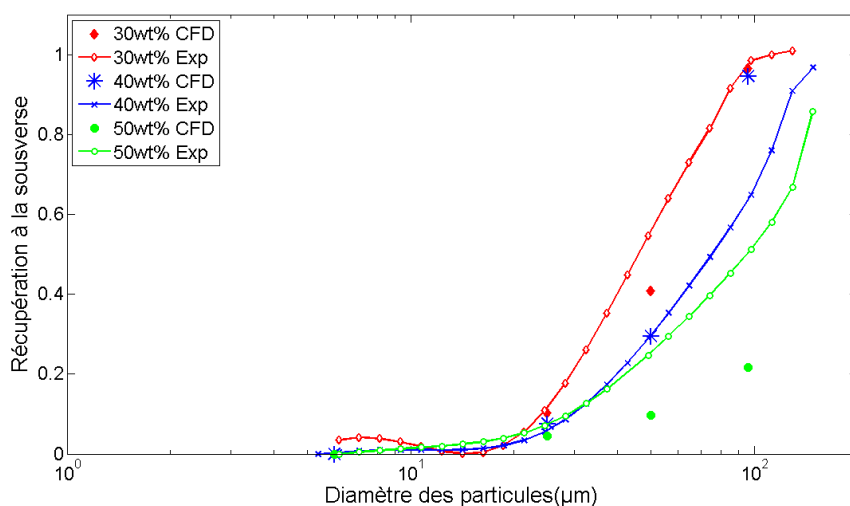
Pour la géométrie de référence (une rehausse de 100mm et un diamètre de sousverse égal à 18mm), l'influence de la concentration sur le comportement hydrodynamique de l'hydrocyclone a pu être simulé. De plus, cette gamme de fonctionnement ayant été expérimentalement caractérisée (voir Chapitre 3 § 3.2), les résultats numériques peuvent être comparés aux résultats expérimentaux. Il ne sera cependant pas possible de valider les résultats de simulation aussi finement que dans le cas dilué dans la mesure où aucune mesure à l'intérieur du cyclone en régime concentré n'est disponible. Seules la performance macroscopique pourra donc faire l'objet de comparaison entre simulation numérique et mesures expérimentales.

Les courbes de séparation prédites par la simulation numérique sont confrontées aux courbes expérimentales sur la Figure 5.2. Avec l'augmentation de la concentration en solide à l'alimentation, on retrouve bien la détérioration de l'efficacité de la séparation observée dans le Chapitre 3. On observe très clairement la translation du d_{50} vers des tailles plus importantes et l'augmentation de la récupération des fines à la sousverse.

La récupération des fines à la sousverse est directement liée à la récupération d'eau à la sousverse, qui augmente lorsque la concentration solide à l'alimentation augmente. Le résultat net est un entrainement des plus petites particules vers le bas de l'hydrocyclone (Figure 5.3). Il ne s'agit donc pas



(a)



(b)

FIGURE 5.2: Influence de la concentration en solide (expériences et résultats de NEPTUNE_CFD@Tlse) à l'alimentation sur les courbes de partage (a) réelles et (b) corrigées.

d'un court-circuit, comme cela est intuitivement admis, mais bien de particules piégées et entraînées dans l'écoulement. Cela implique une évolution de la distribution de masse du solide à l'intérieur du corps de l'hydrocyclone. En effet, la simulation numérique permet de connaître avec précision la masse de chaque classe de particule dans le système. Le Tableau 5.1 donne la répartition de la masse d'eau et des 4 diamètres de particule présents dans l'hydrocyclone pour trois valeurs de la concentration en solide à l'alimentation. Il est ainsi aisé de vérifier que le volume d'eau et de solide à l'intérieur

de l'hydrocyclone est constant et égal à $1.82L$ en convertissant les données du Tableau 5.1.

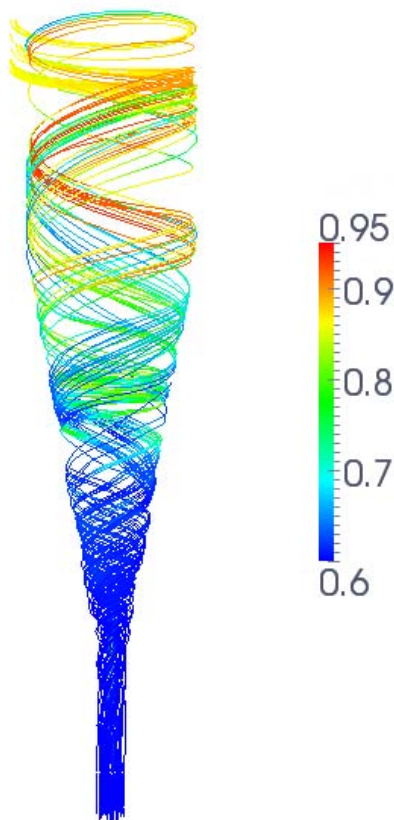


FIGURE 5.3: Trajectoires des particules de $6\mu\text{m}$ passant par la sousverse pour une alimentation en solide à l'alimentation de $30\text{wt}\%$ colorées par la fraction volumique du liquide.

Avec $30\text{wt}\%$ de solide à l'alimentation, il existe un fort contraste entre les masses des petites et des grosses particules à l'intérieur de l'hydrocyclone. Cette différence montre que le mécanisme de centrifugation à l'origine de la séparation granulométrique a lieu dans le corps de l'appareil. La concentration globale en solide sur tout le volume de l'hydrocyclone est plus élevée qu'à l'alimentation ($36\text{wt}\%$ contre $30\text{wt}\%$), ce qui indique un temps de séjour des particules plus grand que celui de l'eau, d'où l'épaississement du flux de sousverse.

Avec l'augmentation de la concentration en solide à l'alimentation, la différence entre les masses des petites et des grosses particules diminue au point de devenir presque nulle dans le cas d'une injection à $50\text{wt}\%$ en solide. Dans ce dernier cas, la distribution de solide à l'intérieur de l'hydrocyclone est très similaire à celle de l'injection. La concentration globale en solide est de 51% , ce qui est presque identique à la concentration d'injection. Le

	Eau	Silice (kg)				
	(kg)	$6\mu m$	$25\mu m$	$50\mu m$	$96\mu m$	Total
30wt%	1,509	0,163	0,182	0,247	0,241	0,832
	64,4%	7,0%	7,8%	10,5%	10,3%	35,6%
40wt%	1,376	0,231	0,249	0,322	0,383	1,185
	53,7%	9,0%	9,7%	12,6%	15,0%	46,3%
50wt%	1,311	0,328	0,326	0,332	0,370	1,355
	49,2%	12,3%	12,2%	12,4%	13,9%	50,8%

Tableau 5.1: Répartition de la masse d'eau et de solide à l'intérieur de l'hydrocyclone.

comportement classificateur de l'hydrocyclone s'est détérioré avec l'augmentation de la concentration en solide à l'alimentation, au point de transformer l'appareil en un épaisseur puis en un diviseur du flux de solide comme décrit sur la figure 2.3.

	Eau			
	Alimentation	Surverse	Sousverse	R_f
CFD : 30wt%	70wt%	79wt%	36wt%	12%
Expérience 30wt%	70wt%	78wt%	49wt%	18%
CFD : 40wt%	60wt%	68wt%	33wt%	14%
Expérience 40wt%	60wt%	65wt%	41wt%	14%
CFD : 50wt%	50wt%	52wt%	46wt%	24%
Expérience 50wt%	50wt%	55wt%	37wt%	22%

Tableau 5.2: Fraction massique d'eau dans les trois flux de l'hydrocyclone.

Le Tableau 5.2 montre l'évolution de la fraction massique d'eau dans les trois flux de l'hydrocyclone ainsi que la fraction d'eau passant par la sousverse (R_f). L'accord entre la simulation numérique et les résultats expérimentaux est remarquable pour la fraction d'eau à la surverse et pour le R_f , alors que les fractions massiques à la sousverse sont différentes. Cependant, il convient de relativiser la fiabilité de la valeur expérimentale. Ces mêmes grandeurs sont étudiées dans le § 2.2.2 et les résultats obtenus ne suivent pas cette tendance de diminution de la quantité d'eau à la sousverse.

On retrouve bien numériquement et expérimentalement l'augmentation du R_f avec l'augmentation de la concentration en solide à l'alimentation.

Avec la diminution de la quantité d'eau à l'injection, la répartition dans les flux de sortie évolue. Ainsi, il existe pour les cas 30wt% et 40wt% une nette différence entre la sousverse et la surverse, alors que la fraction massique d'eau dans le cas 50wt% est proche de la fraction d'entrée pour les deux sorties.

Dans ce cas, la géométrie efficace de l'hydrocyclone, définie comme le volume à l'intérieur duquel la fraction volumique en solide est assez faible pour que les particules soient sensibles à la séparation centrifuge, est significativement modifiée et s'apparente à un hydrocyclone à fond plat. La partie conique étant en effet comblée par le lit de particule sédimentées, les particules n'ont plus l'espace suffisant pour s'écouler et restent dans la partie cylindrique (exemple pour une concentration de 30wt% à l'alimentation sur la figure 5.4). Au final, le résultat numérique explique et prédit la transition progressive d'hydrocyclone classificateur à hydrocyclone épaississeur (ou « stub cyclone ») d'un même hydrocyclone.

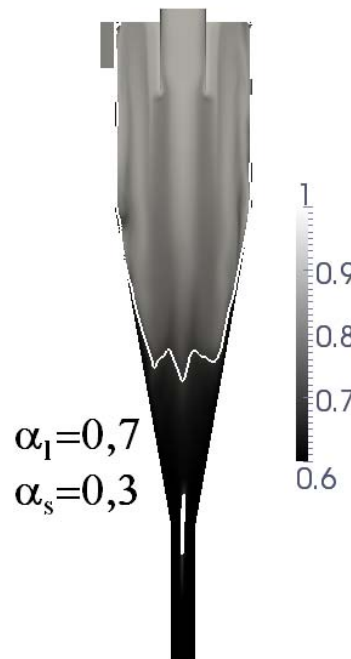


FIGURE 5.4: Repartition de la fraction volumique du l'eau ($= 1 -$ fraction volumique de solide) à l'intérieur de l'hydrocyclone ainsi que l'iso-contour pour $\alpha_l = 70\%$ pour une alimentation en solide de 30wt%.

La vitesse tangentielle, qui pilote la séparation centrifuge à l'intérieur de l'hydrocyclone, est fortement affectée par la concentration en solide à l'alimentation. Comme le montre la Figure 5.5, les profils de vitesse tangentielle prédits à 30wt% et 40wt% sont proches l'un de l'autre, ce qui explique

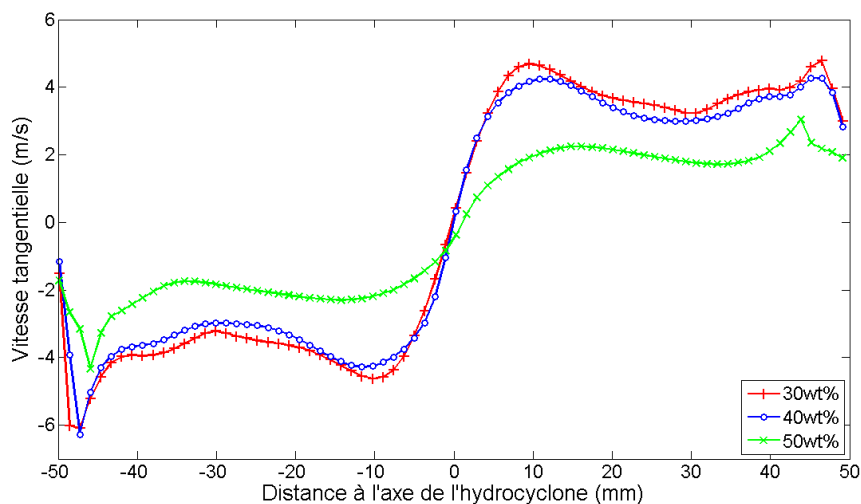


FIGURE 5.5: Profils de vitesse tangentielle dans la partie cylindrique de l'hydrocyclone, tracés 100mm sous le plafond.

la ressemblance entre les courbes de partage à ces concentrations (voir Figure 5.2). Le profil de vitesse tangentielle, pour une concentration de 50wt% de solide à l'alimentation est quant à lui très différent, tout comme la courbe de partage correspondante, avec des valeurs de vitesse tangentielle deux fois inférieures à celles obtenues pour les concentrations en solide moins élevées.

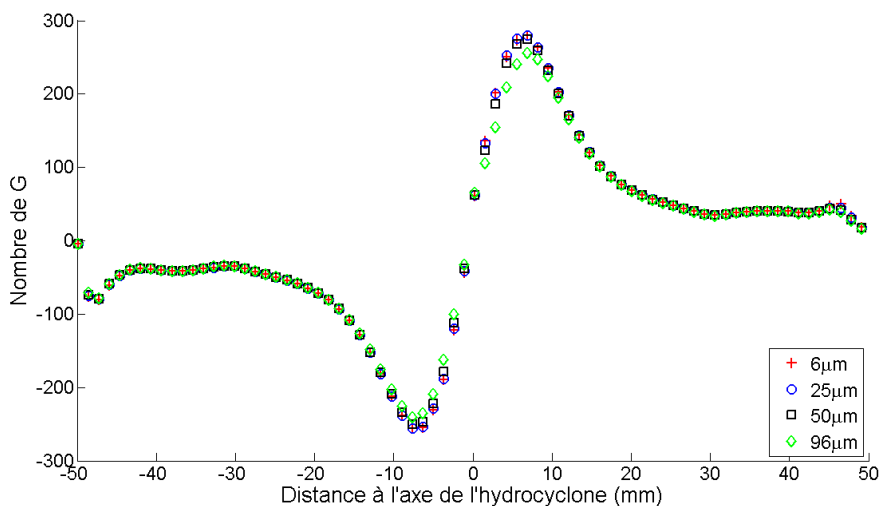


FIGURE 5.6: Profils du nombre de G tracés 100mm sous le plafond de l'hydrocyclone pour chaque diamètre de particule et avec 30wt% de solide à l'alimentation.

La Figure 5.6 montre les profils du nombre de G (accélération centrifuge

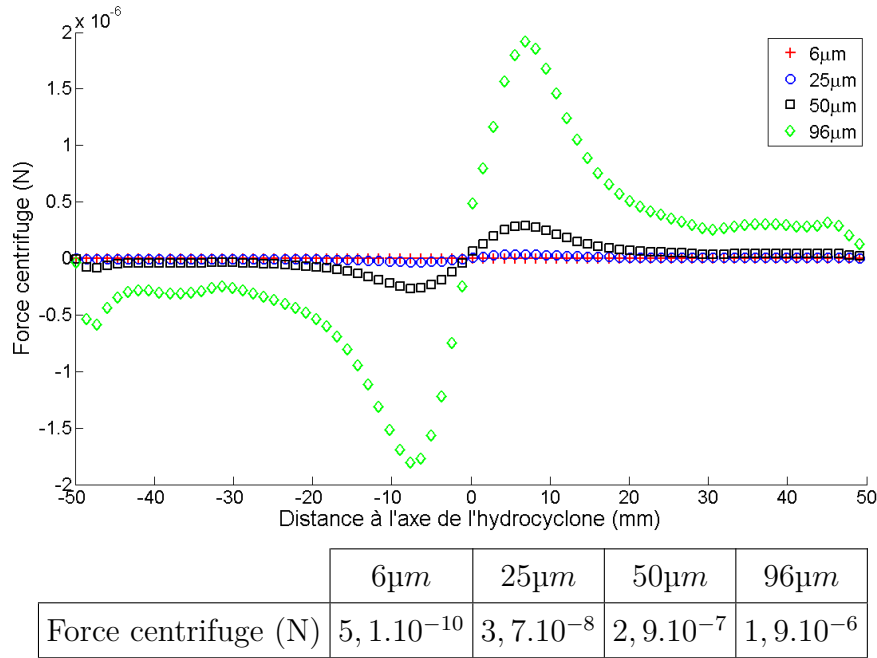


FIGURE 5.7: Profils et maxima de la force centrifuge tracés 100mm sous le plafond de l'hydrocyclone pour chaque diamètre de particule (30wt% de solide à l'alimentation).

normée par la gravité $\left(\frac{U_{\theta p}^2}{rg} \right)$ pour les quatre diamètres de particules dans le cas d'une alimentation en solide de 30wt%. Les profils obtenus étant très similaires les uns des autres, un seul diamètre de particule sera utilisé pour illustrer les différences pour chaque concentration en solide à l'alimentation. La Figure 5.7 présente les profils de force centrifuge $F_c = (\rho_p - \rho_l) \frac{\pi d_p^3}{6} \frac{U_{\theta p}^2}{r}$ pour chaque particule ainsi que la valeur maximale de cette force. Malgré un nombre de G subit quasiment identique pour toutes les classes de particules, on comprend aisément grâce à la Figure 5.7 que le temps nécessaire pour atteindre la paroi est beaucoup plus faible pour les particules les plus grosses, la force évoluant proportionnellement à d_p^3 .

La Figure 5.8 présente l'évolution des profils du nombre de G pour les particules de 6µm de diamètre pour des concentrations en solide à l'alimentation de 30wt%, 40wt% et 50wt%. L'augmentation de la concentration conduit à une nette diminution de l'intensité de la force subie par les particules. De plus, la répartition des vitesses est nettement différente entre les concentrations de 30wt% et 50wt%. Dans le cas le moins chargé, il existe une zone proche de l'axe où la force centrifuge est nettement supérieure aux autres régions de l'hydrocyclone. Localement, les particules sont donc rapidement éjectées vers les parois. Pour une alimentation concentrée à hauteur de 50% massique en solide, le profil de force centrifuge est globalement plat,

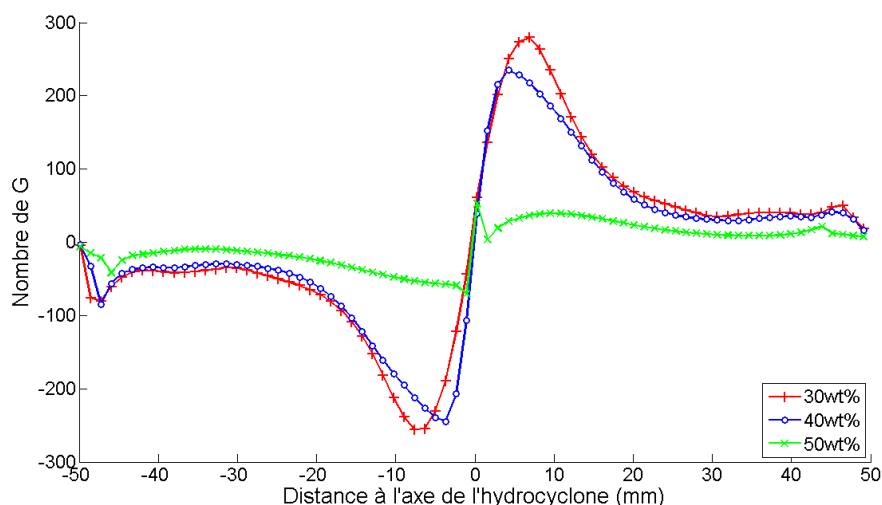


FIGURE 5.8: Profils du nombre de G pour les particules de $6\mu\text{m}$ tracés 100mm sous le plafond de l'hydrocyclone en fonction de la concentration en solide à l'alimentation.

et ne présente pas de gradient spatial dans la direction radiale de l'hydrocyclone. Les particules proches de l'axe de l'hydrocyclone ne subissent pas de force de séparation supérieure à celles situées en proche paroi, ce qui réduit considérablement leur ségrégation centrifuge dans l'hydrocyclone.

La distribution spatiale de la fraction volumique de l'eau ($= 1 -$ fraction volumique de solide) à l'intérieur de l'hydrocyclone dépend fortement de la concentration en solide à l'injection (Figure 5.9). Avec $30\text{wt}\%$ et $40\text{wt}\%$ de solide à l'injection, il apparaît clairement que les particules sont soumises à une séparation à l'intérieur de l'appareil, avec un fort gradient de concentration pour l'eau (et des particules) entre le bas et le haut de l'hydrocyclone. Dans le cas avec $50\text{wt}\%$ de solide, la concentration d'eau (et des particules) est répartie de façon homogène dans le corps de l'hydrocyclone, ce qui signifie qu'une faible séparation a eu lieu à l'intérieur de l'hydrocyclone. Lorsque la concentration en solide augmente, la viscosité locale (collisionnelle et frictionnelle) de la suspension augmente, ce qui dissipe l'énergie qui aurait pu être disponible pour séparer les particules.

Les profils de concentration de la fraction volumique de l'eau et des particules de $96\mu\text{m}$, pris dans la partie cylindrique à 100mm du haut du cyclone, sont présentés sur les Figures 5.10 et 5.11. La fraction volumique d'eau chute de 90% à 70% pour des concentrations en solide de $30\text{wt}\%$ et $50\text{wt}\%$ pendant que la fraction volumique des plus grosses particules ($96\mu\text{m}$ de diamètre) augmente de 2% à 8% . Comme observé précédemment dans le tableau 5.1 et la Figure 5.10, l'augmentation de la fraction volumique de toutes les particules est responsable de la diminution de la fraction volumique de l'eau et des vitesses tangentielles plus faibles. La fraction volumique de la

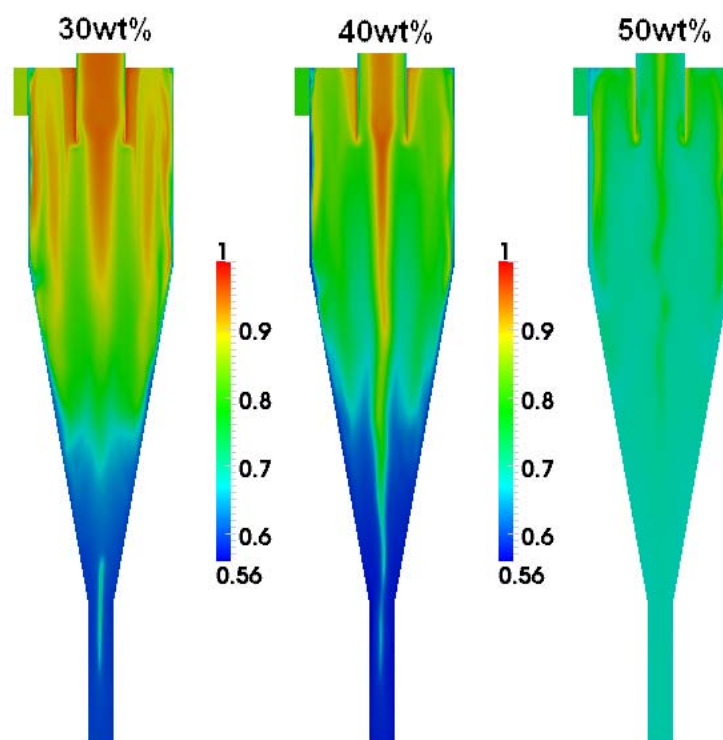


FIGURE 5.9: Répartition de la fraction volumique en liquide ($= 1 -$ fraction volumique de solide) à l'intérieur de l'hydrocyclone.

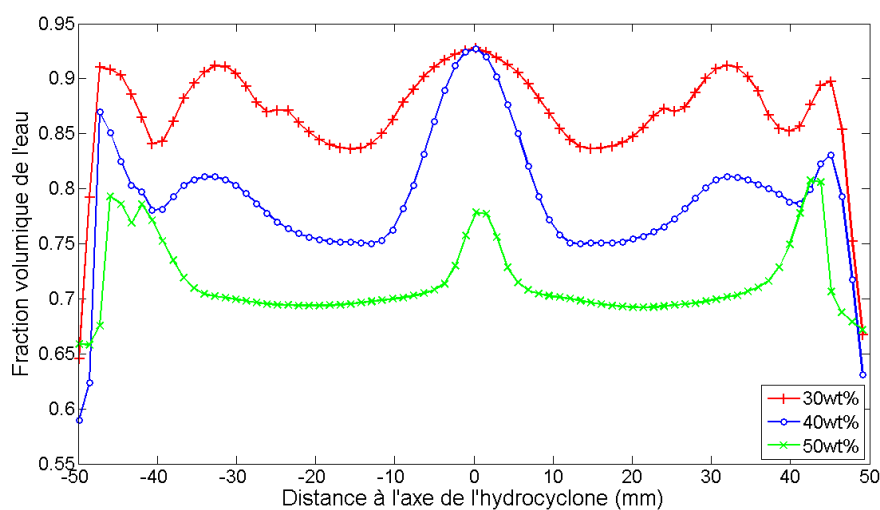


FIGURE 5.10: Profils radiaux de fraction volumique du liquide, tracés 100mm sous le plafond de l'hydrocyclone.

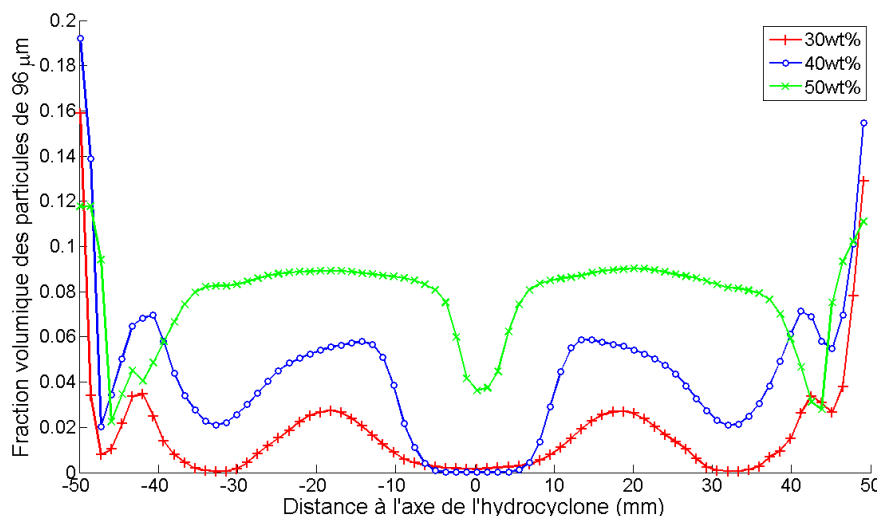


FIGURE 5.11: Profils radiaux de fraction volumique des particules de diamètre égal à $96\mu m$, tracés $100mm$ sous le plafond de l'hydrocyclone.

silice est proche de sa valeur à l'injection qui est de 27% ($=50wt\%$).

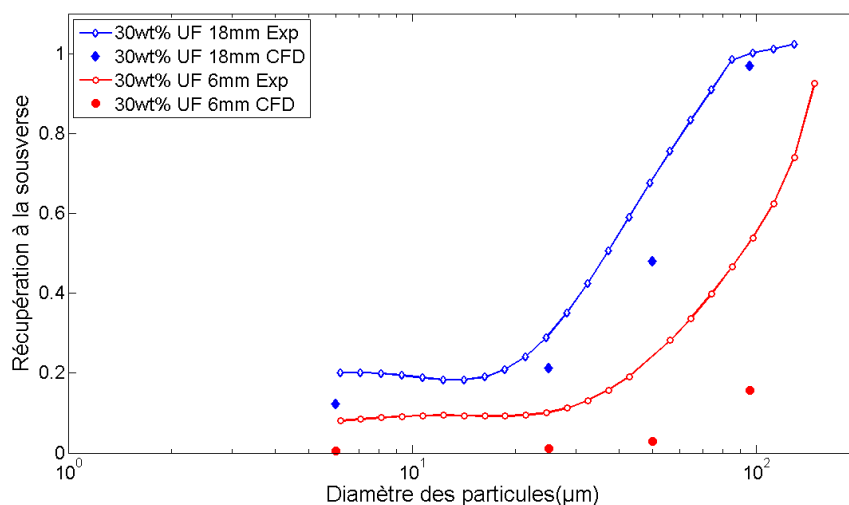
2.2 Influence de la géométrie

2.2.1 Diamètre de sousverse

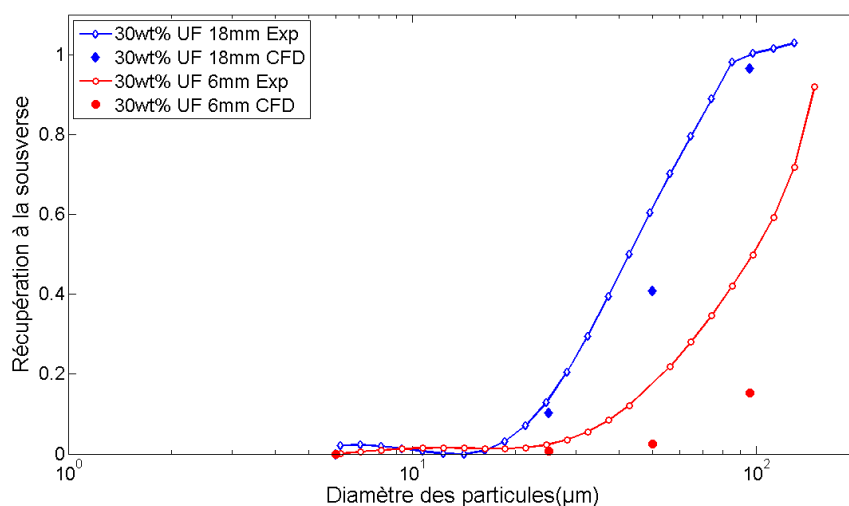
En réduisant le diamètre de la buse de sousverse de $18mm$ à $6mm$, la perte de charge est beaucoup plus forte et on peut s'attendre à une accumulation accrue du solide dans le bas de l'hydrocyclone. Comme cela a été vu dans la section 2.1, une augmentation de la masse totale de silice à l'intérieur de l'hydrocyclone dégrade les performances de séparation en ralentissant la vitesse tangentielle (moteur physique de la séparation) du mélange à l'intérieur de l'appareil. Cela provoque aussi une augmentation de la récupération d'eau et de fines particules à la sousverse. Cependant, d'après les expérimentations décrites et analysées dans le Chapitre 3 (§ 3.2.2) une diminution du diamètre de la buse de sousverse abaisse le taux de récupération de l'eau et des petites particules à la sousverse.

La même tendance est observée sur les simulations numériques, malgré le fait qu'elles surestiment légèrement l'effet du diamètre de la buse de sousverse sur l'efficacité de séparation (voir Figure 5.12). Tout comme les résultats expérimentaux l'ont montré, la quantité de petites particules piégées à la sousverse diminue avec le diamètre de la sousverse, ce qui est corrélée à la diminution de la quantité d'eau récupérée à la sousverse.

Avec le plus petit diamètre de sousverse, les particules sont plus concentrées dans le bas de la partie conique de l'hydrocyclone. Selon le choix du diamètre de $18mm$ ou $6mm$, les particules ne réagissent pas de la même



(a)



(b)

FIGURE 5.12: Influence du diamètre de la sousverse sur les courbes de séparation (a) réelles et (b) corrigées.

façon en fonction de leur diamètre. L'évolution de la masse totale des particules à l'intérieur de l'hydrocyclone est présentée dans le Tableau 5.3.

Avec une buse de sousverse de petit diamètre, les particules les plus grosses sont plus concentrées vers le bas de l'hydrocyclone, tandis que les petites particules sont évacuées à la surverse. Malgré la réduction des performances de séparation (voir Figure 5.12), l'hydrocyclone est encore capable de séparer les particules pour les conditions opératoires testées. Les modifications importantes de l'hydrodynamique obtenues avec le plus large diamètre aux fortes concentrations d'alimentation ne sont pas encore per-

ceptibles pour 30wt%.

	Eau (kg)	Silice (kg)					
		6 μm	25 μm	50 μm	96 μm	Total	
UF 6mm	1.339	0.146	0.172	0.276	0.391	0.985	42wt%
UF 18mm	1.509	0.163	0.182	0.247	0.241	0.832	36wt%
Ecart	11%	10%	5%	-12%	-62%	-18%	

Tableau 5.3: Influence du diamètre de sousverse sur la masse totale de liquide et de solide à l'intérieur de l'hydrocyclone pour une alimentation en solide à l'alimentation de 30wt%.

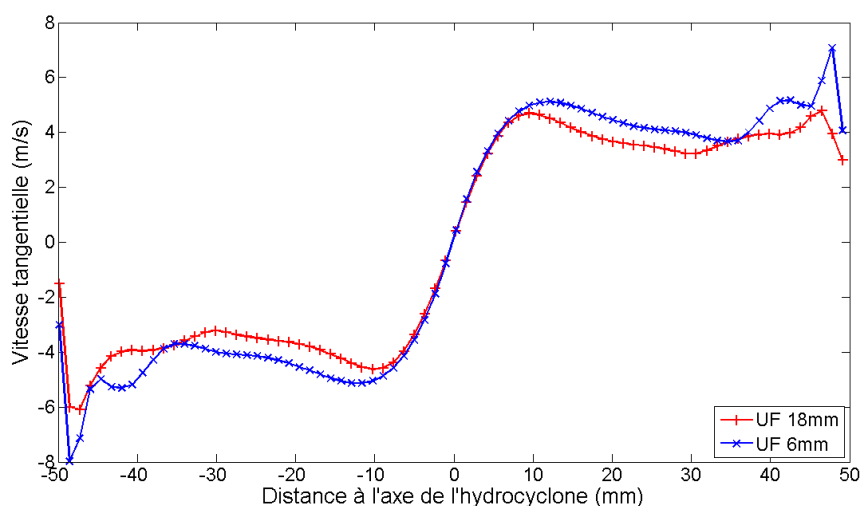


FIGURE 5.13: Vitesse tangentielle du liquide dans la partie cylindrique de l'hydrocyclone.

En effet, il y a toujours une zone faiblement concentrée en particules dans la partie cylindrique (voir Figure 5.14) dans laquelle la vitesse tangentielle reste élevée quelle que soit le diamètre de la buse de sousverse (voir Figure 5.13). La vitesse tangentielle du liquide, responsable du mécanisme de séparation, est en effet comparable pour les deux diamètres de sousverse. L'augmentation du diamètre de coupure n'est pas corrélée à une diminution de la vitesse tangentielle, comme cela avait été le cas avec l'augmentation de la concentration à l'alimentation et observé dans le § 2.1. Le changement du diamètre de la sousverse est responsable de l'évolution du comportement. D'après le Tableau 5.3 et la Figure 5.15, les particules sont plus nombreuses et plus concentrées à l'intérieur de l'hydrocyclone. Ainsi, à cause du faible diamètre de la sousverse, le débit passant par la surverse

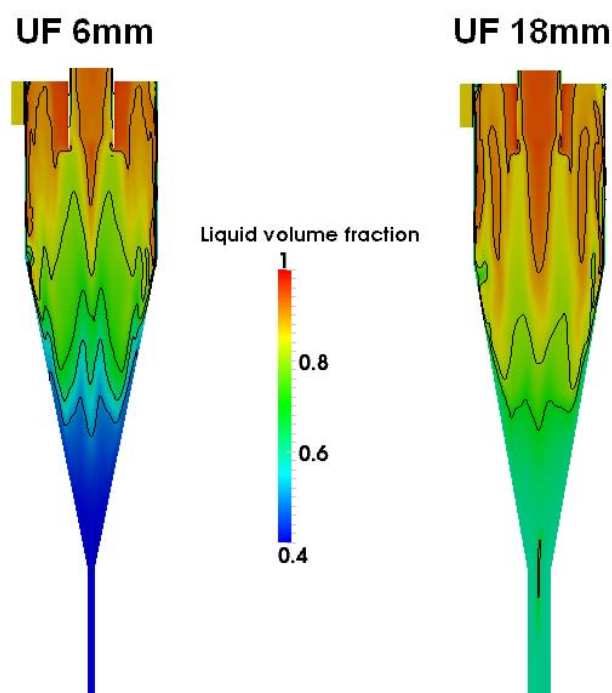


FIGURE 5.14: Influence du diamètre de la sousverse sur la fraction volumique de l'eau.

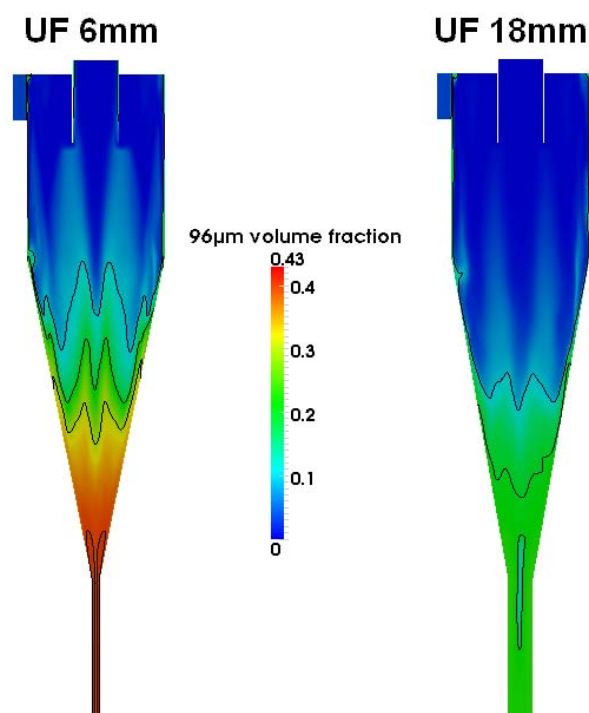


FIGURE 5.15: Influence du diamètre de la sousverse sur la fraction volumique des particules de $96\mu m$ de diamètre.

augmente, emportant une quantité de particules plus importante, quel que soit leur diamètre. C'est bien la réduction de section de la sousverse qui est responsable du changement de la répartition des flux à l'intérieur de l'hydrocyclone.

2.2.2 Ajout d'une rehausse dans le corps cylindrique

Comme dans la partie expérimentale, la longueur de la partie cylindrique de l'hydrocyclone a été augmentée par l'ajout d'une rehausse de 100mm de long (voir Chapitre 3 § 3.2.3). Le diamètre de la buse de sousverse de 18mm a été conservé.

Les concentrations de 30wt% et 50wt% en solide à l'alimentation ont été simulées afin de les comparer aux résultats des configurations précédentes.

	Eau			
	Alimentation	Surverse	Sousverse	R_f
1R CFD : 30wt%	70wt%	79wt%	36wt%	12%
1R Expérience : 30wt%	70wt%	78wt%	49wt%	18%
2R CFD : 30wt%	70wt%	77wt%	41wt%	17%
2R Expérience : 30wt%	70wt%	80wt%	46wt%	19%
1R CFD : 50wt%	50wt%	52wt%	46wt%	24%
1R Expérience : 50wt%	50wt%	55wt%	37wt%	22%
2R CFD : 50wt%	50wt%	51wt%	43wt%	24%
2R Expérience : 50wt%	50wt%	51wt%	45wt%	17%

Tableau 5.4: Fraction d'eau dans les trois flux de l'hydrocyclone pour les deux longueurs de la partie cylindrique pour les concentrations de 30wt% et de 50wt% en solide à l'alimentation.

Le tableau 5.4 montre que l'impact de la rehausse supplémentaire sur la concentration en eau (et donc en solide) dans les deux flux de sortie de l'hydrocyclone n'est pas déterminant. En effet, les quantités d'eau dans les flux de surverse et de sousverse sont proches de celles obtenues avec une seule rehausse, que ce soit pour les concentrations en solide à l'alimentation de 30wt% ou de 50wt%. Ceci était prévisible car le corps cylindrique ne participe que très faiblement à la perte de charge dans le corps de l'hydrocyclone, sa fonction principale étant d'assurer la séparation des particules par la vitesse tangentielle induite en son sein. On remarque aussi que l'augmentation de la longueur de la partie cylindrique n'améliore pas la séparation dans le cas d'une concentration en solide de 50wt% à l'alimentation. Les

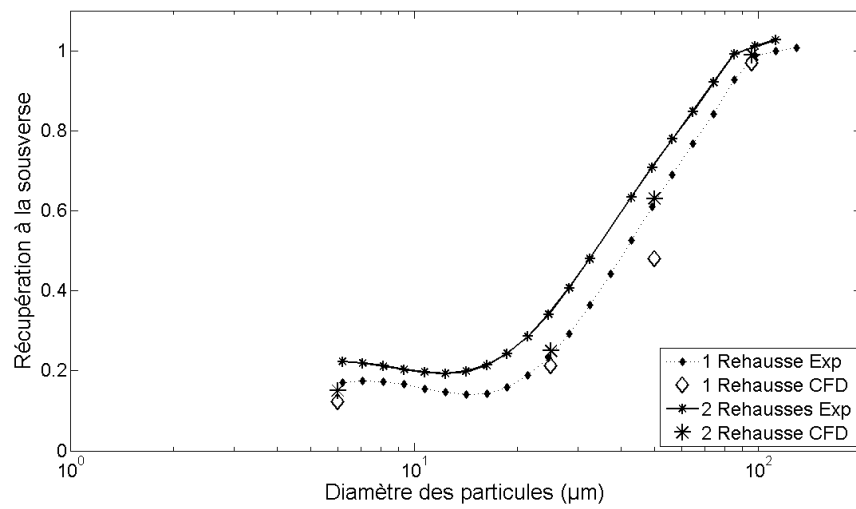


FIGURE 5.16: Influence de la longueur de la partie cylindrique sur les performances de séparation pour une concentration en solide à l'injection de 30wt%.

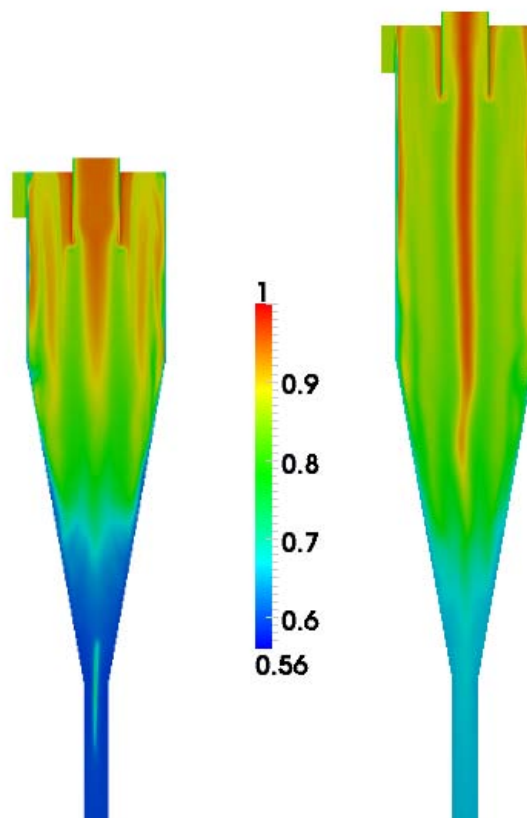


FIGURE 5.17: Influence de la longueur de la partie cylindrique sur la fraction volumique de l'eau pour une concentration en solide à l'injection de 30wt%.

compositions des flux de sousverse et de surverse sont toujours similaires à l'alimentation. L'accord entre les simulations numériques et les résultats expérimentaux est encore meilleur avec l'ajout de la deuxième rehausse qu'avec le cas de référence à une seule rehausse.

Dans le chapitre 3, l'analyse des résultats du § 3.2.3 permet de montrer une faible diminution du diamètre de coupure avec l'ajout d'une deuxième rehausse. La figure 5.16 confronte les résultats des simulations numériques avec les résultats expérimentaux. L'augmentation de la longueur de la partie cylindrique entraîne aussi une diminution du d_{50} dans les simulations.

La figure 5.17 présente une coupe de la fraction volumique de l'eau pour les deux géométries. L'allure est identique et la zone fortement concentrée en particules dans le bas de la partie conique est équivalente. Cette figure permet de visualiser qu'avec l'augmentation de la longueur de la partie cylindrique, le temps de séjour des particules dans l'hydrocyclone est plus grand et favorise la séparation centrifuge.

	Eau (kg)	Silice (kg)				
		$6\mu m$	$25\mu m$	$50\mu m$	$96\mu m$	Total
1 rehausse	1.509	0.163	0.182	0.247	0.241	0.832
	64,45%	6,94%	7,75%	10,55%	10,31%	35,55%
2 rehausse	2,169	0,251	0,271	0,330	0,302	1,154
	65,27%	7,56%	8,16%	9,94%	9,08%	34,73%

Tableau 5.5: Répartition de la masse d'eau et de solide à l'intérieur de l'hydrocyclone avec une ou deux rehausse et pour une concentration en solide à l'injection de 30wt%.

Le tableau 5.5 montre une forte similarité entre les répartitions massiques à l'intérieur de l'hydrocyclone. De plus, les profils de vitesse tangentielle de la figure 5.18 sont très proches. Afin de comparer les deux géométries, deux profils sont tracés dans le cas à deux rehausse, afin d'être à la même hauteur de l'injection ($y = 0,46m$) ou à la même hauteur du bas du cyclone ($y = 0,36m$). On distingue que la vitesse tangentielle est légèrement plus faible avec l'ajout d'une seconde rehausse et diminue avec l'éloignement par rapport à l'entrée. Avec l'augmentation de la distance à parcourir dans la partie cylindrique, les frottements ralentissent l'écoulement mais le temps disponible pour la migration radiale des particules étant plus important, l'efficacité de séparation se révèle être légèrement supérieure.

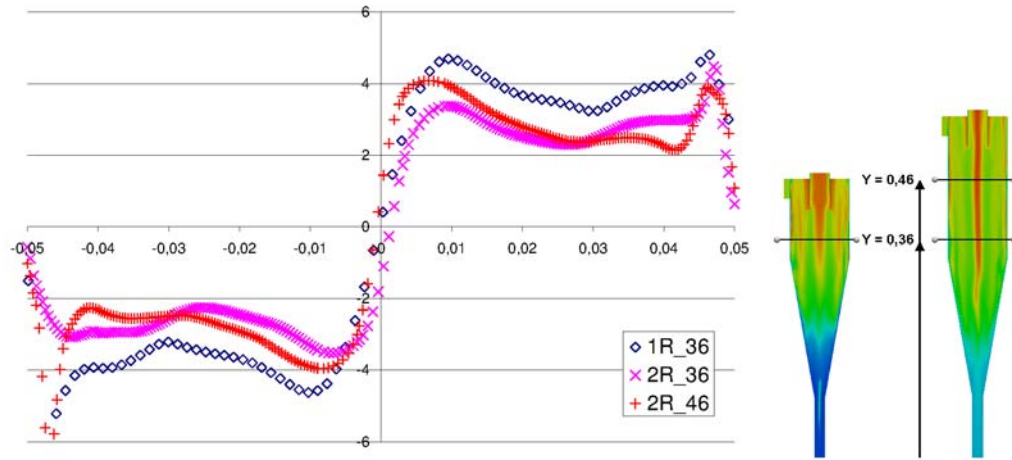


FIGURE 5.18: Influence de la longueur de la partie cylindrique sur les profils de vitesse tangentielle pour une concentration en solide à l'injection de 30wt%.

3 Conclusions

NEPTUNE_CFD@Tlse a permis la simulation numérique d'hydrocyclones fonctionnant avec une alimentation chargée en particules jusqu'à 50% massique.

L'influence de la concentration en solide sur les performances de séparations (chapitre 3 § 3.2) est prédite et confirmée par les simulations numériques. De plus, la simulation numérique permet d'étudier les phénomènes locaux et donne accès à des grandeurs physiques difficiles voire impossibles à mesurer. Ainsi, avec l'augmentation de la concentration en solide à l'alimentation, la répartition massique dans l'hydrocyclone évolue (Tableau 5.1) et tend vers les fractions contenues dans le flux d'entrée. De même, la distribution granulométrique des flux de surverse et de sousverse s'homogénéisent lorsque le pouvoir séparatif se dégrade (Tableau 5.2). Ces résultats confirment l'évolution du comportement de l'hydrocyclone vers un simple diviseur de flux lorsque la concentration en solide augmente dans l'alimentation. Les figures 5.5 et 5.8 expliquent cette baisse de l'efficacité de séparation par une nette diminution de la vitesse tangentielle et par conséquent de l'accélération centrifuge (nombre de G) subie par les particules. Les figures 5.9, 5.10 et 5.11 montrent quant à elles l'homogénéisation spatiale de la fraction volumique à l'intérieur de l'hydrocyclone. En effet, pour 30wt% et 40wt% de particules à l'alimentation, on distingue très clairement des zones diluées où peut s'effectuer la séparation, alors qu'avec une concentration en solide de 50wt% l'eau est uniformément répartie dans l'hydrocyclone.

La visualisation des trajectoires des particules de petit diamètre a permis de mettre en évidence l'origine du R_f . Celui-ci n'est pas un court-circuit à proprement parlé, car les particules sont bien soumises à une centrifugation

et qu'elles proviennent de l'ensemble de la surface d'injection, mais bien de particules piégées avec le liquide et les particules de grande taille proches de la paroi.

D'autre part, l'influence de la géométrie du corps de l'hydrocyclone sur les performances de séparation a été analysée en modifiant le diamètre de la sousverse et par l'ajout d'une rehausse supplémentaire dans la partie cylindrique.

Conformément aux expériences menées dans le Chapitre 3 § 3.2.2, le diamètre de coupure augmente lorsque le diamètre de la buse de sousverse diminue. De plus, la composition du solide présent dans l'hydrocyclone change, avec un déséquilibre plus marqué entre les grosses et les petites particules. En effet, d'après le tableau 5.3, on montre clairement que les petites particules sont moins présentes alors que les grosses particules sont quant à elles beaucoup plus nombreuses avec la buse de sousverse de petit diamètre. Les figures 5.14 et 5.15 corroborent cette analyse, une zone peu concentrée dans la partie cylindrique et une zone plus concentrée en particules dans le bas du cône. Cependant, avec la buse de sousverse de plus petit diamètre, la fraction volumique en solide atteint 60%, dont 43% rien que pour les particules de 96 μ m. Cette répartition spatiale (une zone diluée permettant la séparation et une zone concentrée pour l'évacuation des particules) explique l'allure de la courbe de séparation qui se décale vers les grands diamètres sans modification du pouvoir séparateur. D'ailleurs, la figure 5.13 confirme que les vitesses tangentielles dans la partie cylindrique, moteur de la séparation, sont peu modifiées par la réduction du diamètre de la buse de sousverse.

L'ajout d'une rehausse supplémentaire modifie légèrement les flux de sousverse et de surverse (tableau 5.4) et cela se traduit par une faible diminution de la maille de coupure sur les courbes de séparation (figure 5.16) en accord avec les résultats expérimentaux (chapitre3 § 3.2.3). L'ajout de la rehausse ne modifie pas la répartition des phases dans l'hydrocyclone (tableau 5.5) et augmente le temps de séjour dans la zone où la force centrifuge est importante. En effet, d'après la figure 5.17, la zone peu concentrée la plus propice à la séparation est plus longue et conserve une vitesse tangentielle proche du cas de référence (figure 5.18).

4 Références

- J.H. Atkinson and P.L. Bransby. The mechanics of soils, an introduction to critical state soil mechanics. *McGraw Hill Book Company(UK) Ltd. London,(SW/55), 1978, 375, 1978.*
- O. Batrak. *Etudes numérique et expérimentale de l'hydrodynamique des lits fluidisés circulants gaz-particules avec prise en compte de la polydispersion granulométrique.* PhD thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2005.
- O. Batrak, G. Patino, O. Simonin, I. Flour, T. Le Guevel, and E. Perez. Unlike particles size collision model in 3d unsteady polydispersed simulation of circulating fluidised bed. In *8th International Conference on Circulating Fluidized Bed, Hangzhou, China, 2005.*
- A. Davailles, E. Climent, and F. Bourgeois. Fundamental understanding of swirling flow pattern in hydrocyclones. *Separation and Purification Technology*, 2012a.
- A. Davailles, E. Climent, F. Bourgeois, and A.K. Majumder. Analysis of swirling flow in hydrocyclones operating under dense regime. *Minerals Engineering*, 2012b.
- P. Fede, O. Simonin, and I. Ghouila. 3D numerical simulation of poly-disperse pressurized gas-solid fluidized bed. In *Proceedings of AJK2011-FED, Hamamatsu, Japan, 2011.*
- C. Gourdel, O. Simonin, and E. Brunier. Two-maxwellian equilibrium distribution function for the modelling of a binary mixture of particles. *Circulating Fluidized Bed Technology VI, Frankfurt am Main, Germany, 1999.*
- R. Jackson. *Theory of Dispersed Multiphase Flow.* edited by R. Meyer, Academic Press, New York, 1983.
- C.K.K. Lun and SB Savage. The effects of an impact velocity dependent coefficient of restitution on stresses developed by sheared granular materials. *Acta Mechanica*, 63(1) :15–44, 1986.
- A. Srivastava and S. Sundaresan. Analysis of a frictional-kinetic model for gas-particle flow. *Powder technology*, 129(1-3) :72–85, 2003.
- LI Zaichik, P. Fede, O. Simonin, and VM Alipchenkov. Statistical models for predicting the effect of bidisperse particle collisions on particle velocities and stresses in homogeneous anisotropic turbulent flows. *International Journal of Multiphase Flow*, 35(9) :868–878, 2009.

Synthèse & Perspectives

6

Sommaire

1	Synthèse	139
2	Perspectives et valorisation de ce travail	142
2.1	Simulation numérique et modèles empiriques . . .	142
2.2	Simulation d'un hydrocyclone dans un contexte industriel	142
3	Références	145

1 Synthèse

Les objectifs de ce travail de recherche étaient multiples : mieux appréhender le comportement d'un hydrocyclone par le biais d'expériences de référence et de simulations, comprendre l'hydrodynamique de la suspension plus particulièrement dans le régime fortement concentré en solide, mettre au point une méthodologie permettant la prédiction des performances de séparation sur la base de CFD. La séparation par hydrocyclonage est en effet applicable pour traiter des boues diluées et réaliser ainsi des coupes granulométrique, mais aussi pour épaissir des boues déjà chargées en particules solides. Afin de connaître tous les paramètres opératoires et géométriques, un pilote expérimental a été mis en place, qualifié et utilisé pour produire un jeu de données de référence sur une gamme étendue de concentration. Il était important de bien définir les conditions opératoires et la géométrie de l'hydrocyclone afin de minimiser les causes de différence avec des simulations numériques couvrant l'ensemble de la gamme de fonctionnement.

Il existe deux modes bien distincts de fonctionnement de l'hydrocyclone lorsque la concentration augmente. La principale différence entre ces deux modes de fonctionnement est la présence ou l'absence d'une aspiration d'air par la sousverse et l'existence d'un cœur gazeux au centre de l'hydrocyclone. Ceci est clairement observable expérimentalement sur la forme du jet de suspension en sortie de sous-verse. L'augmentation progressive de la concentration en solide modifie fortement le mode de décharge : d'un spray en forme de parapluie à celui d'un boudin fortement concentré en solide. En effet, avec la buse de sousverse de diamètre 18mm , l'angle du spray formé à la sousverse diminue avec la concentration (voir les photographies 3.13 et 3.19) pour évoluer vers une décharge en boudin entre $20\text{wt}\%$ et $30\text{wt}\%$ de solide à l'alimentation. Numériquement, la prise en compte du cœur gazeux s'est avérée être un élément déterminant pour modéliser correctement l'hydrodynamique de la suspension dans le corps de l'hydrocyclone. La modélisation de cette colonne d'air piégée au centre du dispositif par un cylindre solide (conditions aux limites de type interface gaz/liquide) donne de très bons résultats. Dans des conditions diluées avec décharge en parapluie, cette approche a été validée dans le chapitre 4 tant sur les profils de vitesse tangentielle (source de la séparation centrifuge) que sur les courbes de partage.

Au delà d'une valeur particulière de la concentration à l'alimentation, l'accumulation de solide dans le bas du cône de l'hydrocyclone bloque l'entrée d'air à la sousverse. L'aspiration d'air est gênée par la présence du solide mais il y a aussi une forte réduction de la vitesse azimutale et par conséquent de la dépression au centre de l'hydrocyclone. Le mode de décharge devient alors de type boudin et la colonne d'air au centre de l'hydrocyclone disparaît quasiment. La sensibilité des performances de séparation de l'hydrocyclone a été testée expérimentalement dans le chapitre 3 pour diverses

géométries et conditions opératoires. Le diamètre de la buse de sousverse a été réduit de 18mm à 6mm et une rehausse supplémentaire de 100mm a été ajoutée au corps cylindrique. Avec une buse de sousverse de petit diamètre, la décharge s'effectue en boudin pour une concentration en solide à l'alimentation aussi faible que $1\text{wt}\%$. Les performances de séparation sont donc très clairement modifiées, alors que l'ajout de la rehausse ne modifie que marginalement le comportement de l'hydrocyclone. On observe une légère réduction de la maille de coupure de l'appareil. L'intérêt principal de ces modifications est de caractériser précisément les différents régimes de fonctionnement de l'hydrocyclone et de disposer d'un jeu de données de référence à comparer aux résultats des simulations numériques.

Dans le chapitre 5, les résultats de simulation numérique pour des décharges sous la forme de boudin ont été décrits et commentés. En effet, dans le régime dense (concentrations supérieures à 30% massique) le cœur gazeux étant inexistant, une seconde approche de modélisation a été mise en place en considérant que tout le volume de l'appareil était disponible à l'écoulement de la suspension. NEPTUNE_CFD@Tlse a été utilisé pour la simulation numérique d'hydrocyclones avec une alimentation chargée en particules jusqu'à 50% massique. Les simulations numériques ont confirmé l'influence de la concentration en solide sur les performances de séparation, en accord avec les résultats expérimentaux. L'un des atouts de la simulation numérique est l'accès à des grandeurs physiques difficiles voir impossibles à mesurer permettant l'étude de phénomènes locaux et de leur impact sur le comportement macroscopique du procédé. L'évolution du comportement de l'hydrocyclone vers un diviseur de flux a été restituée et expliquée par l'interprétation des simulations numériques. L'augmentation de la quantité de solide dans le corps de l'hydrocyclone provoque une diminution de la vitesse de rotation de la suspension, réduisant ainsi le pouvoir séparateur de l'appareil. Les modifications géométriques apportées à l'hydrocyclone expérimental ont été reproduites numériquement avec précision. L'impact sur les performances de séparation de l'hydrocyclone est correctement restitué par les simulations en particulier pour l'augmentation de la longueur de la partie cylindrique. De même, pour la diminution du diamètre de la buse de sousverse, la tendance observée expérimentalement est bien reproduite même si des différences au niveau des résultats quantitatifs persistent.

Il convient de souligner le très bon accord sur de nombreux points de comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux, tant sur les tendances générales (signature d'une bonne restitution des mécanismes physiques) que sur la prédiction quantitative de la séparation. La présence de solide fortement concentré est rédhibitoire pour de nombreuses techniques de mesure du comportement hydrodynamique de l'hydrocyclone. Disposer de simulations numériques (CFD) fiables représentatives de l'hydrodynamique de la suspension représente une avancée majeure dans le domaine des procédés de séparation en régime dense (pour l'hydrocyclone et proba-

blement d'autres procédés). Néanmoins, il reste une gamme de conditions opératoires ouvertes à la discussion sur la méthodologie de simulation et le choix des modèles dans le régime de transition entre une décharge en spray et une décharge en boudin (pour notre étude cela correspond à des concentrations comprises entre 10wt% et 30wt%). La simulation dynamique de la phase gazeuse dans cette gamme de fonctionnement est nécessaire, et l'écoulement est alors tri-phasique et intermittent. En effet, dans la zone de transition, l'accumulation peut bloquer l'entrée d'air mais la perte de charge à l'intérieur de l'hydrocyclone est suffisamment importante pour aspirer du gaz par à-coups.

L'évolution de la CFD par le biais du développement de modèles physiques robustes et réalistes associé à une augmentation des moyens de calcul permettront sans doute une description fidèle de ce phénomène complexe.

2 Perspectives et valorisation de ce travail

Plusieurs perspectives s'ouvrent à l'issue ce travail de recherche. En effet, l'outil de simulation étant désormais validé sur une configuration de référence, il est tout à fait possible d'utiliser la simulation numérique en complément des modèles empiriques comme cela est décrit dans la section 2.1. Au delà de l'échelle de l'hydrocyclone de laboratoire, il est envisageable d'utiliser la simulation numérique pour de nouvelles géométries, y compris industrielles, en suivant la méthodologie proposée dans la section 2.2.

2.1 Simulation numérique et modèles empiriques

Avec l'augmentation continue des moyens de calcul et le perfectionnement des connaissances et des modèles physiques représentant l'hydrodynamique des écoulements multiphasiques, la CFD est un outil de compréhension et de prédiction en complément ou en amont d'expériences pilotes.

En effet, sur la base d'un grand nombre de simulations d'hydrocyclones différents par leur géométrie ou leurs conditions opératoires, il est possible de compléter les modèles empiriques par la construction de corrélations, comme cela a été fait expérimentalement par Plitt (1976) par exemple (chapitre 2 § 2.2.2). Cette démarche souffrirait des mêmes limitations que les modèles empiriques : pas de pouvoir prédictif et utilisation restreinte aux géométries et des conditions opératoires testées. Une analyse physique des phénomènes permettrait de dégager les groupements adimensionnels qui contrôlent les principaux mécanismes physiques à l'œuvre lors de la séparation centrifuge. Numériquement, il est plus facile de faire varier les propriétés physiques des matériaux (densité du solide et du fluide, viscosité de la phase porteuse), le rôle de la gravité... Ceci permettrait de corroborer cette analyse et de construire des corrélations dont la formulation a une base physique. De plus, l'impact de la géométrie de l'hydrocyclone sur ses performances de séparation et son comportement hydrodynamique a clairement été démontré dans cette étude. La simulation numérique pourrait ainsi permettre de tester si une modification des rapports géométriques tels que $\frac{D_c}{D_o}$, $\frac{D_c}{D_u}$, $\frac{D_o}{D_u}$... ont une influence sur le comportement de l'hydrocyclone. En fonction de ces résultats, un nouveau modèle global prenant pourrait être proposé.

2.2 Simulation d'un hydrocyclone dans un contexte industriel

Une bonne maîtrise de l'outil de simulation numérique permet d'envisager de simuler n'importe quel hydrocyclone lorsque l'on connaît avec une précision suffisante les caractéristiques géométriques et les conditions opératoires. Les résultats des chapitres 4 et 5 ont montré de bons résultats dans les deux régimes principaux de fonctionnement d'un hydrocyclone. Cependant,

dans le cas d'une simulation prédictive d'hydrocyclone *abinitio*, le régime de décharge (parapluie ou boudin) n'est pas forcément connu, impliquant un choix difficile sur la modélisation choisie (avec ou sans cœur gazeux).

La figure 6.1 propose une démarche d'utilisation de la simulation numérique pour un hydrocyclone fonctionnant dans un régime inconnu.

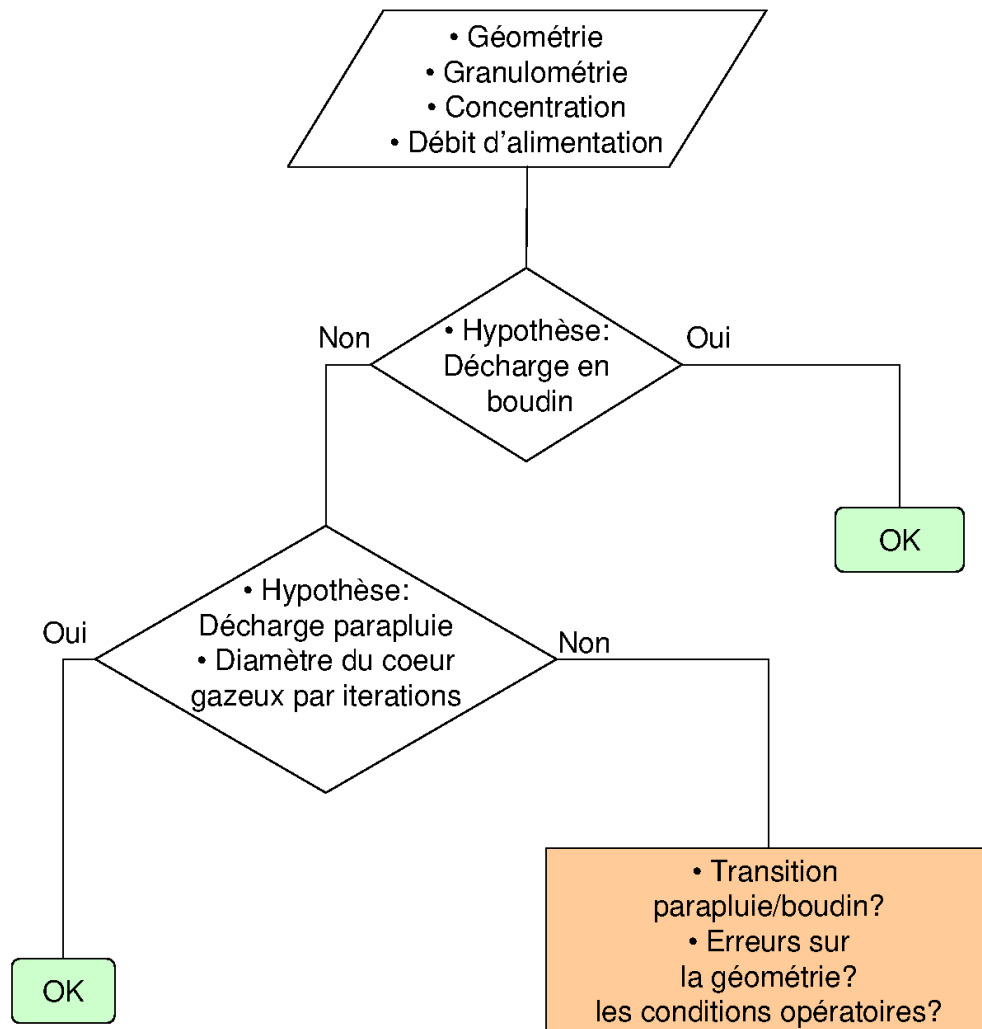


FIGURE 6.1: Méthodologie de simulation d'un hydrocyclone au fonctionnement inconnu.

La première étape est la définition du cas de simulation, avec la génération du maillage correspondant à la géométrie de l'hydrocyclone (la zone d'entrée est particulièrement sensible). Comme cela a été montré tout au long de ce travail, cette étape est primordiale et conditionne en partie la validité des résultats. Dans le cas où la géométrie n'est connue qu'approximativement, des hypothèses classiques de dimensionnement peuvent être

utiles. Il faut aussi s'assurer que le domaine de calcul est correctement discrétisé (nombre et taille des mailles) afin d'avoir une bonne précision de calcul. Le maillage peut être une source importante d'erreurs si la taille des mailles est mal choisie.

Le type de décharge n'étant pas connu à priori, l'hypothèse de décharge en boudin peut être choisie par défaut. Le résultat de cette première simulation permet de vérifier ou d'invalider cette hypothèse. La divergence des calculs permet de conclure immédiatement quant à la véracité de cette hypothèse. Dans le cas où le calcul converge, le résultat n'est pas pour autant représentatif de la réalité. Pour le vérifier, on peut observer par exemple la courbe de partage, le water-split, la forme de l'écoulement, la présence ou non d'aspiration par les deux sorties libres, etc ... La visualisation des champs de vitesse à l'intérieur de l'hydrocyclone permet de conclure rapidement sur un fonctionnement correct ou irréaliste.

Dans le cas le plus simple, les résultats obtenus sont corrects et la simulation numérique permet une représentation fidèle du fonctionnement de l'hydrocyclone. Dans le cas contraire, l'hypothèse de décharge en boudin n'est pas satisfaisante et le cœur gazeux doit être modélisé afin de se mettre en situation d'une décharge en parapluie.

Pour les cas où des essais expérimentaux permettraient de déterminer les bilans de matière du séparateur, le diamètre du tube servant à la modélisation du cœur gazeux peut être facilement obtenu en analysant l'évolution du water split. Pour les cas sans données expérimentales, un processus itératif sur le diamètre du cœur gazeux permet de tester la sensibilité de la simulation à ce paramètre, d'éliminer les diamètres conduisant à l'aspiration de liquide par les sorties (surverse et sousverse). Nous avons observé que les résultats sont peu sensibles à ce paramètre pour des valeurs conduisant à un water split proches de la réalité.

Dans le cas contraire, lorsque les résultats des simulations ne permettent pas d'obtenir clairement un diamètre de tube représentatif du cœur gazeux, ou que les simulations ne convergent pas vers un fonctionnement réaliste, la méthode de simulation proposée est sans doute faussée par les hypothèses sur la géométrie ou les conditions opératoires. De même, il se peut que l'hydrocyclone fonctionne alors dans la zone de transition entre les deux types de décharge (parapluie/boudin). Une des perspectives importantes est d'explorer ce régime de fonctionnement très complexe. Cela a un intérêt indéniable pour la modélisation physique bien que les industriels évitent en général ce mode de fonctionnement très intermittent et sujet à de brusques variation de la perte de charge (possibilité d'endommagement prématuré du dispositif).

3 Références

L.R. Plitt. A mathematical model of the hydrocyclone classifier. *CIM bulletin*, 69(776) :114–123, 1976.

6 Synthèse & Perspectives	137
1 Synthèse	139
2 Perspectives et valorisation de ce travail	142
2.1 Simulation numérique et modèles empiriques	142
2.2 Simulation d'un hydrocyclone dans un contexte industriel	142
3 Références	145
Table des figures	147
Liste des tableaux	151
<i>Annexes</i>	153
A Granulométrie : 1 Rehausse	155
1 Concentration 10wt%, $D_u = 18mm$	156
2 Concentration 15wt%, $D_u = 18mm$	158
3 Concentration 20wt%, $D_u = 18mm$	160
4 Concentration 25wt%, $D_u = 18mm$	162
5 Concentration 30wt%, $D_u = 18mm$	164
6 Concentration 35wt%, $D_u = 18mm$	166
7 Concentration 40wt%, $D_u = 18mm$	168
8 Concentration 45wt%, $D_u = 18mm$	170
9 Concentration 50wt%, $D_u = 18mm$	172
B Granulométrie : 2 Rehausse	175
1 Concentration 1wt%, $D_u = 18mm$	176
2 Concentration 5wt%, $D_u = 18mm$	178
3 Concentration 10wt%, $D_u = 18mm$	180
4 Concentration 10wt%, $D_u = 6mm$	182
5 Concentration 20wt%, $D_u = 18mm$	184
6 Concentration 20wt%, $D_u = 6mm$	186
7 Concentration 30wt%, $D_u = 18mm$	188
8 Concentration 30wt%, $D_u = 6mm$	190
9 Concentration 40wt%, $D_u = 18mm$	192
10 Concentration 40wt%, $D_u = 6mm$	194
11 Concentration 50wt%, $D_u = 18mm$	196

Table des figures

1.1	Composition des sables bitumineux	4
1.2	Cyclic Steam Stimulation, Canadian Association of Petroleum Producers (2011)	5
1.3	SAGD, Canadian Association of Petroleum Producers (2011)	6
1.4	Extraction Ex-situ	7
2.1	Gravité et force centrifuge	13
2.2	Principe de fonctionnement d'un hydrocyclone	15
2.3	Evolution du comportement de l'hydrocyclone avec l'augmentation de la concentration en solide	17
2.4	Photographies des deux types de décharges à la sousverse (a) en parapluie (b) en boudin	17
2.5	Montage en série d'un hydrocyclone épaisseur et d'un hydrocyclone classificateur par Svarovsky (2000)	18
2.6	Courbes de partage d'un hydrocyclone	19
2.7	Diverses géométries d'hydrocyclone (Houot and Joussemet, 1996) (a) liquide-liquide (huile dispersé dans de l'eau) (b) hydrocyclone à fond plat (c) hydrocyclone à double vortex	21
2.8	Dimensions d'un hydrocyclone par Rietema (1961)	28
2.9	Cœur gazeux dans un hydrocyclone transparent de 75mm de diamètre fonctionnant à faible puis à forte charge de billes de verre de 2mm de diamètre par Neesse and Dueck (2007)	30
2.10	Distribution spatiale de la fraction volumique de solide prédite par Rajamani and Milin (1992)	31
3.1	Données géométriques de l'hydrocyclone <i>HC100</i>	39
3.2	Injection tangentielle du <i>HC100</i>	40
3.3	Banc experimental	41
3.4	Schéma de l'agitateur <i>Milton Roy</i>	42
3.5	Agitateur <i>Milton Roy</i>	42
3.6	Distribution granulométrique du Millisil® C6 d'après SIBELCO	44

3.7	Courbe d'étalonnage entre les valeurs mesurées par prélèvement et celles relevées sur le débitmètre	46
3.8	Courbe d'étalonnage entre les valeurs mesurées par prélèvement (entre 30wt% et 50wt%) et celles relevées sur le débitmètre	47
3.9	Méthodologie de l'échantillonnage	48
3.10	Principe de la réconciliation de données	49
3.11	Exemple de réconciliation de données	50
3.12	Courbes de partage (a) réelles et (b) corrigées pour des concentrations en solide à l'alimentation allant de 1wt% à 50wt% avec deux rehausses et une sousverse de 18mm diamètre	52
3.13	Photographies de la décharge en parapluie pour des concentrations en solide à l'alimentation de 1wt%, 5wt% et 10wt% avec deux rehausses et une sousverse de 18mm diamètre	53
3.14	Influence du débit d'alimentation (géométrie de référence) en régime dilué sur les courbes de partage réelles	54
3.15	Influence du débit d'alimentation (géométrie de référence) en régime dilué sur les courbes de partage corrigées	55
3.16	Influence de la concentration en solide (géométrie de référence)	57
3.17	Influence de la concentration en solide (géométrie de référence)	58
3.18	Influence de la concentration en solide avec deux rehausses et une sousverse de 18mm diamètre sur (a) la courbe de partage réelle ,(b) sur la courbe de partage corrigée	59
3.19	Photographies de l'évolution de la décharge à la sousverse avec deux rehausses et une sousverse de 18mm diamètre pour des concentrations en solide à l'alimentation de (a) 10wt%,(b) 20wt%,(c) 30wt%	61
3.20	Courbes de partage (a) réelles et (b) corrigées pour des concentrations en solide à l'alimentation allant de 10wt% à 50wt% avec une rehausse de 100mm et la sousverse de 18mm de diamètre	62
3.21	Courbes de partage (a) réelles et (b) corrigées pour des concentrations en solide à l'alimentation allant de 10wt% à 50wt% avec deux rehausses de 100mm et la sousverse de 18mm de diamètre	63
3.22	Distributions de taille cumulées à la surverse et à la sousverse pour des concentrations de solide à l'alimentation de 30wt%, 40wt% et 50wt%	64
3.23	Influence du diamètre de la buse de sousverse sur les courbes de séparation (a) réelles et (b) corrigées pour des concentrations solide à l'alimentation de 30wt% et de 50wt%	65
3.24	Influence de la longueur de la partie cylindrique sur les courbes de séparation (a) réelles et (b) corrigées pour une concentration à l'alimentation de 10wt% en particules	67

3.25	Influence de la longueur de la partie cylindrique sur les courbes de séparation (a) réelles et (b) corrigées pour une concentration à l'alimentation de 30wt% en particules	68
4.1	Definition of LDV sections	86
4.2	Mesh with real air-core modelling	88
4.3	Mesh with air-core modelling by a vertical tube	88
4.4	Experimental and numerical size distributions	89
4.5	Water-split	91
4.6	Gas volume fraction with real air-core modelling	91
4.7	Axial velocity profiles for Series No.1	93
4.8	Tangential velocity profiles for Series No.1	94
4.9	Influence of tube diameter on water-split	96
4.10	Influence of tube diameter on partition curves	96
4.11	Streamlines (Left) - 40 μm particle trajectories (Right)	97
4.12	Trajectories of 20 μm diameter particles	97
4.13	Shapes of inlet geometries	98
4.14	Partition curves with different inlet geometries	99
4.15	Partition curve for series No.7 & series No.8	100
4.16	Experimental and numerical size distributions	101
4.17	Mesh of the experimental hydrocyclone	102
4.18	HC100: Influence of tube diameter on water-split	102
4.19	Tangential velocity within the hydrocyclone	104
4.20	Tangential velocity profiles at three hydrocyclone heights	105
4.21	G-force profiles at three hydrocyclone heights	105
4.22	Solid volume fraction 0.1m above the underflow outlet	106
4.23	Partition curve for 1wt% silica feed	107
5.1	Maillage de l'hydrocyclone de référence avec une rehausse et la buse de sousverse de 18mm	116
5.2	Influence de la concentration en solide (expériences et résultats de NEPTUNE_CFD@Tlse) à l'alimentation sur les courbes de partage (a) réelles et (b) corrigées	118
5.3	Trajectoires des particules de 6 μm passant par la sousverse pour une alimentation en solide à l'alimentation de 30wt% colorées par la fraction volumique du liquide	119
5.4	Repartition de la fraction volumique du l'eau (= 1 - fraction volumique de solide) à l'intérieur de l'hydrocyclone ainsi que l'isocontour pour $\alpha_l = 70\%$ pour une alimentation en solide de 30wt%	121
5.5	Profils de vitesse tangentielle dans la partie cylindrique de l'hydrocyclone, tracés 100mm sous le plafond	122
5.6	Profils du nombre de G tracés 100mm sous le plafond de l'hydrocyclone pour chaque diamètre de particule et avec 30wt% de solide à l'alimentation	122

5.7	Profils et maxima de la force centrifuge tracés 100mm sous le plafond de l'hydrocyclone pour chaque diamètre de particule (30wt% de solide à l'alimentation)	123
5.8	Profils du nombre de G pour les particules de 6µm tracés 100mm sous le plafond de l'hydrocyclone en fonction de la concentration en solide à l'alimentation	124
5.9	Répartition de la fraction volumique en liquide (= 1 – fraction volumique de solide) à l'intérieur de l'hydrocyclone .	125
5.10	Profils radiaux de fraction volumique du liquide, tracés 100mm sous le plafond de l'hydrocyclone	125
5.11	Profils radiaux de fraction volumique des particules de diamètre égal à 96µm, tracés 100mm sous le plafond de l'hydrocyclone	126
5.12	Influence du diamètre de la sousverse sur les courbes de séparation (a) réelles et (b) corrigées	127
5.13	Vitesse tangentielle du liquide dans la partie cylindrique de l'hydrocyclone	128
5.14	Influence du diamètre de la sousverse sur la fraction volumique de l'eau	129
5.15	Influence du diamètre de la sousverse sur la fraction volumique des particules de 96µm de diamètre	129
5.16	Influence de la longueur de la partie cylindrique sur les performances de séparation pour une concentration en solide à l'injection de 30wt%	131
5.17	Influence de la longueur de la partie cylindrique sur la fraction volumique de l'eau pour une concentration en solide à l'injection de 30wt%	131
5.18	Influence de la longueur de la partie cylindrique sur les profils de vitesse tangentielle pour une concentration en solide à l'injection de 30wt%	133
6.1	Méthodologie de simulation d'un hydrocyclone au fonctionnement inconnu	143

Liste des tableaux

3.1	Données techniques générales	40
3.2	Analyse chimique du Millisil® C6 d'après SIBELCO	44
3.3	Paramètres statistiques utilisés pour la vérification du débit- mètre en monophasique	45
3.4	Moyennes et intervalles de confiance pour la mesure du débit en régime monophasique	45
3.5	Paramètres statistiques utilisés pour la vérification du débit- mètre en polyphasique concentré	46
3.6	Propriétés optiques retenus pour la silice	48
3.7	Diamètre de coupure en régime dilué	60
3.8	Fraction de solide récupérée à la sousverse	60
3.9	Influence de la concentration en solide sur le diamètre de coupure et la récupération de solide à la sousverse avec un débit d'alimentation de $2,6 \text{ L.s}^{-1}$ (géométrie de référence)	61
3.10	Influence de la concentration en solide sur le diamètre de coupure et la récupération de solide à la sousverse avec un débit d'alimentation de $2,6 \text{ L.s}^{-1}$ (deux rehausses de 100mm et la sousverse de 18mm de diamètre)	64
3.11	Influence du diamètre de la buse de sousverse sur le diamètre de coupure et la récupération de solide à la sousverse avec un débit d'alimentation de $2,6 \text{ L.s}^{-1}$ (deux rehausses de 100mm)	66
3.12	Influence de la longueur de la partie cylindrique sur le dia- mètre de coupure et la récupération de solide à la sousverse avec un débit d'alimentation de $2,6 \text{ L.s}^{-1}$ et une buse de sousverse de 18mm de diamètre	69
4.1	Constants of the model	79
4.2	Geometrical data of the hydrocyclone.	85
4.3	Experimental operating conditions.	86
4.4	Comparison of experimental and numerical water-split	91
4.5	Influence of tube diameter on water-split.	95

4.6	Influence of inlet geometry on water-split	98
4.7	Comparison of experimental and numerical water-split . . .	104
5.1	Répartition de la masse d'eau et de solide à l'intérieur de l'hydrocyclone	120
5.2	Fraction massique d'eau dans les trois flux de l'hydrocyclone	120
5.3	Influence du diamètre de sousverse sur la masse totale de liquide et de solide à l'intérieur de l'hydrocyclone pour une alimentation en solide à l'alimentation de 30wt%	128
5.4	Fraction d'eau dans les trois flux de l'hydrocyclone pour les deux longueurs de la partie cylindrique pour les concentra- tions de 30wt% et de 50wt% en solide à l'alimentation . . .	130
5.5	Répartition de la masse d'eau et de solide à l'intérieur de l'hy- drocyclone avec une ou deux rehausses et pour une concen- tration en solide à l'injection de 30wt%	132
A.1	Concentration à l'alimentation de 10wt%, $D_u = 18mm$. . .	157
A.2	Concentration à l'alimentation de 15wt%, $D_u = 18mm$. . .	159
A.3	Concentration à l'alimentation de 20wt%, $D_u = 18mm$. . .	161
A.4	Concentration à l'alimentation de 25wt%, $D_u = 18mm$. . .	163
A.5	Concentration à l'alimentation de 30wt%, $D_u = 18mm$. . .	165
A.6	Concentration à l'alimentation de 35wt%, $D_u = 18mm$. . .	167
A.7	Concentration à l'alimentation de 40wt%, $D_u = 18mm$. . .	169
A.8	Concentration à l'alimentation de 45wt%, $D_u = 18mm$. . .	171
A.9	Concentration à l'alimentation de 50wt%, $D_u = 18mm$. . .	173
B.1	Concentration à l'alimentation de 1wt%, $D_u = 18mm$	177
B.2	Concentration à l'alimentation de 5wt%, $D_u = 18mm$	179
B.3	Concentration à l'alimentation de 10wt%, $D_u = 18mm$. . .	181
B.4	Concentration à l'alimentation de 10wt%, $D_u = 6mm$	183
B.5	Concentration à l'alimentation de 20wt%, $D_u = 18mm$. . .	185
B.6	Concentration à l'alimentation de 20wt%, $D_u = 6mm$	187
B.7	Concentration à l'alimentation de 30wt%, $D_u = 18mm$. . .	189
B.8	Concentration à l'alimentation de 30wt%, $D_u = 6mm$	191
B.9	Concentration à l'alimentation de 40wt%, $D_u = 18mm$. . .	193
B.10	Concentration à l'alimentation de 40wt%, $D_u = 6mm$	195
B.11	Concentration à l'alimentation de 50wt%, $D_u = 18mm$. . .	197

Annexes

Analyses granulométriques :
1 rehausse, $Q_f = 2,6 \text{ L.s}^{-1}$

A red square logo containing a white, stylized capital letter 'A'.

1 Concentration 10wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	1,3739000E-02	0,000000
1,025736	0,000000	4,5908999E-02	0,000000
1,177702	0,000000	7,0248000E-02	0,000000
1,352183	2,1182001E-02	0,1537490	0,000000
1,552513	0,1472110	0,3192440	0,000000
1,782524	0,3073310	0,6091600	0,000000
2,046612	0,5090930	1,025627	0,000000
2,349824	0,7477740	1,550007	0,000000
2,697958	0,9979470	2,152445	0,000000
3,097671	1,243241	2,812137	0,000000
3,556602	1,476542	3,517065	0,000000
4,083526	1,695142	4,252124	0,000000
4,688515	1,905600	5,009501	4,0057998E-02
5,383135	2,109666	5,752006	0,1186230
6,180667	2,314585	6,456853	0,1475150
7,096355	2,518835	7,067327	0,1808770
8,147706	2,730409	7,544567	0,2515390
9,354818	2,945912	7,816384	0,3843350
10,74077	3,172467	7,838326	0,6088550
12,33205	3,402469	7,576924	0,9367110
14,15909	3,639356	7,017383	1,390689
16,25681	3,872860	6,200065	1,960752
18,66532	4,103926	5,175321	2,651770
21,43065	4,322898	4,055538	3,432559
24,60568	4,527763	2,936932	4,284695
28,25110	4,708398	1,908734	5,154666
32,43660	4,857337	0,9415940	6,002499
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	4,960998	0,1810900	6,765239
42,75977	5,003912	0,000000	7,388286
49,09478	4,966991	0,000000	7,815182
56,36835	4,831192	0,000000	7,997928
64,71953	4,580505	0,000000	7,904347
74,30796	4,211112	0,000000	7,524763
85,31695	3,725461	0,000000	6,869682
97,95697	3,150706	0,000000	5,992872
112,4696	2,515430	0,000000	4,946646
129,1324	1,866577	0,000000	3,843713
148,2639	1,280682	0,000000	2,747172
170,2297	0,5691340	0,000000	1,795259
195,4498	5,9354998E-02	0,000000	0,7978880
224,4065	0,000000	0,000000	6,4687997E-02
257,6531	0,000000	0,000000	1,9700000E-04
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau A.1: Concentration à l'alimentation de 10wt%,
 $D_u = 18mm$

2 Concentration 15wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	1,7417001E-02	0,000000
1,025736	0,000000	5,4648001E-02	0,000000
1,177702	0,000000	7,9113998E-02	0,000000
1,352183	2,1182001E-02	0,1664910	0,000000
1,552513	0,1472110	0,3394760	0,000000
1,782524	0,3073310	0,6363820	0,000000
2,046612	0,5090930	1,050453	0,000000
2,349824	0,7477740	1,550831	0,000000
2,697958	0,9979470	2,096914	0,000000
3,097671	1,243241	2,663034	0,000000
3,556602	1,476542	3,240561	0,000000
4,083526	1,695142	3,828557	5,9188999E-02
4,688515	1,905600	4,437776	0,1511330
5,383135	2,109666	5,054983	0,2013470
6,180667	2,314585	5,676095	0,2055330
7,096355	2,518835	6,264986	0,2009090
8,147706	2,730409	6,798906	0,2115820
9,354818	2,945912	7,210822	0,2745570
10,74077	3,172467	7,454303	0,4238060
12,33205	3,402469	7,472227	0,6819050
14,15909	3,639356	7,222429	1,081338
16,25681	3,872860	6,695917	1,626182
18,66532	4,103926	5,903869	2,329588
21,43065	4,322898	4,918276	3,164272
24,60568	4,527763	3,817442	4,109442
28,25110	4,708398	2,710003	5,100490
32,43660	4,857337	1,730262	6,083181
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	4,960998	0,7707150	6,973600
42,75977	5,003912	0,1371080	7,698610
49,09478	4,966991	0,000000	8,187039
56,36835	4,831192	0,000000	8,383274
64,71953	4,580505	0,000000	8,255891
74,30796	4,211112	0,000000	7,804324
85,31695	3,725461	0,000000	7,052434
97,95697	3,150706	0,000000	6,072650
112,4696	2,515430	0,000000	4,929872
129,1324	1,866577	0,000000	3,757070
148,2639	1,280682	0,000000	2,606001
170,2297	0,5691340	0,000000	1,664665
195,4498	5,9354998E-02	0,000000	0,7101180
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau A.2: Concentration à l'alimentation de 15wt%,
 $D_u = 18mm$

3 Concentration 20wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	0,000000	0,000000
1,025736	0,000000	7,8750001E-03	0,000000
1,177702	0,000000	6,4424999E-02	0,000000
1,352183	1,5995000E-02	0,1399040	0,000000
1,552513	0,1129110	0,3134660	0,000000
1,782524	0,2521170	0,5706020	0,000000
2,046612	0,4285710	0,9160670	0,000000
2,349824	0,6390460	1,309597	0,000000
2,697958	0,8609870	1,714263	0,000000
3,097671	1,079410	2,105202	0,000000
3,556602	1,286943	2,472035	3,7330002E-02
4,083526	1,479777	2,816377	0,1356240
4,688515	1,662325	3,154800	0,3060330
5,383135	1,835241	3,495475	0,3944360
6,180667	2,004350	3,853472	0,4446570
7,096355	2,168638	4,227120	0,4312590
8,147706	2,335807	4,628769	0,3751950
9,354818	2,505968	5,042834	0,3042690
10,74077	2,688927	5,465841	0,2487880
12,33205	2,883386	5,860970	0,2449460
14,15909	3,098765	6,200211	0,3394120
16,25681	3,332638	6,430741	0,5848120
18,66532	3,593108	6,511277	1,033892
21,43065	3,875561	6,400191	1,711357
24,60568	4,181746	6,070634	2,637462
28,25110	4,498832	5,524179	3,776664
32,43660	4,814346	4,778826	5,078324
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,102201	3,894749	6,427482
42,75977	5,332475	2,933202	7,695055
49,09478	5,468785	1,982768	8,733582
56,36835	5,475153	1,076665	9,405585
64,71953	5,323001	3,7462000E-02	9,614105
74,30796	5,000327	0,000000	9,315845
85,31695	4,508730	0,000000	8,532778
97,95697	3,882101	0,000000	7,364349
112,4696	3,153595	0,000000	5,937747
129,1324	2,399711	0,000000	4,413506
148,2639	1,653585	0,000000	3,011354
170,2297	0,8886910	0,000000	1,327687
195,4498	0,1762500	0,000000	0,1364640
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau A.3: Concentration à l'alimentation de 20wt%,
 $D_u = 18mm$

4 Concentration 25wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	0,000000	0,000000
1,025736	0,000000	0,000000	0,000000
1,177702	0,000000	1,6604001E-02	0,000000
1,352183	1,8533001E-02	8,9413002E-02	0,000000
1,552513	0,1301130	0,2351700	0,000000
1,782524	0,2839680	0,4555010	0,000000
2,046612	0,4789130	0,7553020	0,000000
2,349824	0,7103500	1,099032	0,000000
2,697958	0,9526360	1,453016	0,000000
3,097671	1,188722	1,792493	0,000000
3,556602	1,410666	2,104402	3,5829000E-02
4,083526	1,615585	2,386842	0,1355630
4,688515	1,810318	2,652698	0,3214900
5,383135	1,997809	2,910812	0,4417610
6,180667	2,186314	3,177037	0,5391120
7,096355	2,376342	3,456076	0,5787680
8,147706	2,578075	3,766611	0,5698150
9,354818	2,791412	4,109692	0,5247650
10,74077	3,026145	4,497377	0,4617450
12,33205	3,276095	4,910936	0,4056870
14,15909	3,545515	5,340814	0,3912400
16,25681	3,821731	5,743846	0,4700610
18,66532	4,102669	6,085176	0,6970410
21,43065	4,372047	6,308452	1,117022
24,60568	4,621925	6,368148	1,776163
28,25110	4,834806	6,222120	2,681852
32,43660	4,998503	5,846980	3,823577
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,097410	5,250086	5,128614
42,75977	5,118299	4,464041	6,494258
49,09478	5,048478	3,551618	7,777831
56,36835	4,878543	2,597533	8,818986
64,71953	4,602546	1,648235	9,475236
74,30796	4,224793	0,6618850	9,634436
85,31695	3,749920	4,2052999E-02	9,254119
97,95697	3,202756	0,000000	8,374686
112,4696	2,597777	0,000000	7,084824
129,1324	1,988478	0,000000	5,574570
148,2639	1,387652	0,000000	3,984076
170,2297	0,7796800	0,000000	2,507885
195,4498	0,1944760	0,000000	0,9189900
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau A.4: Concentration à l'alimentation de 25wt%,
 $D_u = 18mm$

5 Concentration 30wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	0,000000	0,000000
1,025736	0,000000	0,000000	0,000000
1,177702	0,000000	1,4830000E-02	0,000000
1,352183	1,5596000E-02	8,0920003E-02	0,000000
1,552513	0,1103030	0,2193280	0,000000
1,782524	0,2481030	0,4278620	0,000000
2,046612	0,4216620	0,7126950	0,000000
2,349824	0,6283810	1,041382	0,000000
2,697958	0,8462860	1,382802	0,000000
3,097671	1,060854	1,713009	0,000000
3,556602	1,265119	2,017892	6,0396001E-02
4,083526	1,455509	2,292773	0,1827000
4,688515	1,636301	2,546787	0,3784160
5,383135	1,807763	2,785593	0,5172590
6,180667	1,975110	3,022114	0,6436340
7,096355	2,136639	3,259926	0,7243320
8,147706	2,298912	3,516029	0,7687410
9,354818	2,460861	3,794951	0,7847790
10,74077	2,630957	4,112180	0,7873620
12,33205	2,807802	4,458904	0,7923290
14,15909	3,000649	4,835954	0,8251620
16,25681	3,209130	5,215147	0,9223310
18,66532	3,443762	5,575369	1,127005
21,43065	3,704604	5,871201	1,475823
24,60568	3,998090	6,063205	2,011516
28,25110	4,316705	6,103117	2,748881
32,43660	4,651938	5,953542	3,691058
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	4,979049	5,593711	4,791773
42,75977	5,266354	5,024040	5,977175
49,09478	5,471974	4,273697	7,133308
56,36835	5,551300	3,401227	8,121111
64,71953	5,466288	2,479086	8,805857
74,30796	5,195425	1,578708	9,066947
85,31695	4,734509	0,5942720	8,840728
97,95697	4,115555	3,7748002E-02	8,135413
112,4696	3,371623	0,000000	7,010305
129,1324	2,592762	0,000000	5,634065
148,2639	1,815575	0,000000	4,120464
170,2297	1,034570	0,000000	2,752125
195,4498	0,2739800	0,000000	1,169007
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau A.5: Concentration à l'alimentation de 30wt%,
 $D_u = 18mm$

6 Concentration 35wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	0,000000	0,000000
1,025736	0,000000	0,000000	0,000000
1,177702	0,000000	1,4308000E-02	0,000000
1,352183	1,7026000E-02	7,7434003E-02	0,000000
1,552513	0,1201960	0,2065200	0,000000
1,782524	0,2683740	0,4045760	0,000000
2,046612	0,4551310	0,6768120	0,000000
2,349824	0,6774610	0,9928290	0,000000
2,697958	0,9115850	1,323646	0,000000
3,097671	1,141691	1,647670	6,2249001E-02
3,556602	1,360166	1,952369	0,1747960
4,083526	1,563325	2,232843	0,3478680
4,688515	1,756220	2,496095	0,4881850
5,383135	1,939775	2,744299	0,6262410
6,180667	2,120251	2,986921	0,7399100
7,096355	2,296541	3,223716	0,8300910
8,147706	2,476646	3,467151	0,9018420
9,354818	2,660017	3,717752	0,9601410
10,74077	2,856149	3,987625	1,013523
12,33205	3,062303	4,269601	1,070042
14,15909	3,286558	4,566988	1,149308
16,25681	3,524265	4,862109	1,273243
18,66532	3,781347	5,145611	1,472857
21,43065	4,051073	5,390154	1,777252
24,60568	4,333212	5,572882	2,222966
28,25110	4,614283	5,660465	2,825879
32,43660	4,881708	5,623251	3,597995
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,111460	5,435669	4,513691
42,75977	5,276621	5,081694	5,524446
49,09478	5,345450	4,561748	6,543329
56,36835	5,287751	3,898407	7,455403
64,71953	5,080773	3,131250	8,141259
74,30796	4,718528	2,330661	8,481621
85,31695	4,206995	1,533790	8,399388
97,95697	3,580040	0,7022580	7,872097
112,4696	2,876830	8,0898002E-02	6,930752
129,1324	2,145012	0,000000	5,700465
148,2639	1,469717	0,000000	4,302667
170,2297	0,6607270	0,000000	2,940609
195,4498	8,4793001E-02	0,000000	1,502506
224,4065	0,000000	0,000000	0,1573780
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau A.6: Concentration à l'alimentation de 35wt%,
 $D_u = 18mm$

7 Concentration 40wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	0,000000	0,000000
1,025736	0,000000	0,000000	0,000000
1,177702	5,5550002E-03	1,8584000E-02	0,000000
1,352183	5,7096001E-02	9,4562002E-02	0,000000
1,552513	0,1263730	0,2150540	5,5900002E-03
1,782524	0,2649310	0,4029640	6,5913998E-02
2,046612	0,4528400	0,6596210	0,1392840
2,349824	0,6823420	0,9556100	0,2293880
2,697958	0,9262410	1,261716	0,3270660
3,097671	1,164472	1,555525	0,4272610
3,556602	1,385849	1,824489	0,5244370
4,083526	1,585977	2,065168	0,6180070
4,688515	1,771873	2,286343	0,7098610
5,383135	1,948096	2,493375	0,8001390
6,180667	2,123993	2,697408	0,8910030
7,096355	2,300711	2,901138	0,9803240
8,147706	2,487814	3,117904	1,069526
9,354818	2,684759	3,349142	1,155718
10,74077	2,900023	3,606167	1,243202
12,33205	3,128406	3,882274	1,334457
14,15909	3,375456	4,181273	1,442938
16,25681	3,632802	4,487577	1,582617
18,66532	3,903809	4,795377	1,781846
21,43065	4,179029	5,080539	2,065920
24,60568	4,456979	5,324758	2,469874
28,25110	4,724185	5,497087	3,012542
32,43660	4,969221	5,569968	3,708426
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,170426	5,515126	4,536508
42,75977	5,303356	5,311035	5,452128
49,09478	5,338608	4,946940	6,372704
56,36835	5,247645	4,429002	7,186231
64,71953	5,008255	3,778910	7,774607
74,30796	4,615189	3,044766	8,023692
85,31695	4,075364	2,278247	7,862709
97,95697	3,426049	1,529339	7,281436
112,4696	2,710688	0,7347990	6,318506
129,1324	1,982373	0,1082150	5,119418
148,2639	1,352103	0,000000	3,776489
170,2297	0,5311130	0,000000	2,571105
195,4498	0,000000	0,000000	1,139127
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau A.7: Concentration à l'alimentation de 40wt%,
 $D_u = 18mm$

8 Concentration 45wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5140855	0,000000	0,000000	0,000000
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	0,000000	0,000000
1,025736	0,000000	0,000000	0,000000
1,177702	5,5550002E-03	2,1026000E-02	0,000000
1,352183	5,7096001E-02	0,1059640	0,000000
1,552513	0,1263730	0,2340240	7,4789999E-03
1,782524	0,2649310	0,4330550	8,7699004E-02
2,046612	0,4528400	0,7037150	0,1792760
2,349824	0,6823420	1,014659	0,2907320
2,697958	0,9262410	1,335439	0,4102730
3,097671	1,164472	1,643374	0,5308630
3,556602	1,385849	1,926234	0,6448950
4,083526	1,585977	2,181343	0,7514160
4,688515	1,771873	2,418578	0,8532420
5,383135	1,948096	2,643495	0,9520380
6,180667	2,123993	2,867456	1,051924
7,096355	2,300711	3,092255	1,152469
8,147706	2,487814	3,330412	1,257817
9,354818	2,684759	3,580031	1,367203
10,74077	2,900023	3,849099	1,487338
12,33205	3,128406	4,126061	1,620084
14,15909	3,375456	4,409201	1,778372
16,25681	3,632802	4,678849	1,970846
18,66532	3,903809	4,925648	2,219886
21,43065	4,179029	5,127087	2,540258
24,60568	4,456979	5,268171	2,956261
28,25110	4,724185	5,328601	3,474995
Suite page suivante			

Suite ...			
32,43660	4,969221	5,293017	4,101537
37,24220	5,170426	5,149214	4,811256
42,75977	5,303356	4,889459	5,562439
49,09478	5,338608	4,512892	6,284679
56,36835	5,247645	4,027680	6,886955
64,71953	5,008255	3,448791	7,276172
74,30796	4,615189	2,808644	7,366499
85,31695	4,075364	2,141166	7,107137
97,95697	3,426049	1,478792	6,500188
112,4696	2,710688	0,8315260	5,583278
129,1324	1,982373	0,1750420	4,483837
148,2639	1,352103	0,000000	3,284384
170,2297	0,5311130	0,000000	2,211153
195,4498	0,000000	0,000000	0,9551180
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau A.8: Concentration à l'alimentation de 45wt%,
 $D_u = 18mm$

9 Concentration 50wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	0,000000	0,000000
1,025736	0,000000	0,000000	0,000000
1,177702	0,000000	1,5406000E-02	0,000000
1,352183	1,7488001E-02	7,9754002E-02	0,000000
1,552513	0,1209280	0,1907050	8,8609997E-03
1,782524	0,2480750	0,3646810	0,1033360
2,046612	0,4251660	0,6030620	0,2041010
2,349824	0,6425770	0,8780440	0,3256840
2,697958	0,8747160	1,162500	0,4547440
3,097671	1,102468	1,436223	0,5837010
3,556602	1,314879	1,688171	0,7047610
4,083526	1,506893	1,915535	0,8177340
4,688515	1,684007	2,126393	0,9265880
5,383135	1,849424	2,325041	1,033955
6,180667	2,011086	2,521163	1,144885
7,096355	2,169497	2,716204	1,259198
8,147706	2,333041	2,921361	1,381496
9,354818	2,502033	3,136279	1,509799
10,74077	2,685723	3,370184	1,649485
12,33205	2,882599	3,616286	1,799077
14,15909	3,102082	3,878136	1,967637
16,25681	3,342191	4,143538	2,158606
18,66532	3,612436	4,410900	2,388960
21,43065	3,909418	4,664546	2,669292
24,60568	4,236271	4,895484	3,020707
28,25110	4,580104	5,083860	3,451858
32,43660	4,927130	5,212298	3,972043
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,247100	5,258652	4,567250
42,75977	5,503954	5,202006	5,209285
49,09478	5,653444	5,023551	5,844184
56,36835	5,651721	4,712269	6,396989
64,71953	5,464562	4,266302	6,786258
74,30796	5,079400	3,706458	6,930291
85,31695	4,503024	3,052558	6,773902
97,95697	3,781558	2,380733	6,302103
112,4696	2,968228	1,690326	5,535809
129,1324	2,143832	1,051861	4,566823
148,2639	1,406559	0,2995290	3,486532
170,2297	0,5163880	0,000000	2,434124
195,4498	0,000000	0,000000	1,337315
224,4065	0,000000	0,000000	0,2922890
257,6531	0,000000	0,000000	3,3800001E-04
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau A.9: Concentration à l'alimentation de 50wt%,
 $D_u = 18mm$

Analyses granulométriques :
2 rehausses, $Q_f = 2,6 \text{ L.s}^{-1}$

A red square logo with a white capital letter 'B' inside.

1 Concentration 1wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	0,000000	0,000000
1,025736	0,000000	0,000000	0,000000
1,177702	0,000000	0,000000	0,000000
1,352183	0,000000	1,0281000E-02	0,000000
1,552513	1,3469000E-02	8,3365999E-02	0,000000
1,782524	0,1597530	0,2888510	0,000000
2,046612	0,3492780	0,6074960	0,000000
2,349824	0,5819220	1,067877	0,1017690
2,697958	0,8472780	1,665455	0,1533800
3,097671	1,145896	2,400170	0,2032100
3,556602	1,474482	3,268449	0,2531780
4,083526	1,835639	4,240771	0,3270110
4,688515	2,233215	5,283748	0,4442900
5,383135	2,657984	6,321453	0,6230760
6,180667	3,109259	7,300343	0,8806180
7,096355	3,565284	8,120464	1,220744
8,147706	4,017129	8,706210	1,653982
9,354818	4,426298	8,951514	2,158935
10,74077	4,778892	8,802081	2,731932
12,33205	5,043443	8,243690	3,332311
14,15909	5,213189	7,302059	3,945177
16,25681	5,278006	6,089655	4,522603
18,66532	5,247156	4,715012	5,049146
21,43065	5,136361	3,364919	5,491561
24,60568	4,964458	2,113877	5,843802
28,25110	4,755130	0,9379990	6,095266
32,43660	4,522953	0,1142600	6,248635
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	4,278135	0,000000	6,302903
42,75977	4,019343	0,000000	6,255271
49,09478	3,739567	0,000000	6,097308
56,36835	3,429281	0,000000	5,818116
64,71953	3,079609	0,000000	5,406930
74,30796	2,693947	0,000000	4,867690
85,31695	2,274833	0,000000	4,209510
97,95697	1,848142	0,000000	3,471522
112,4696	1,422270	0,000000	2,694434
129,1324	1,013003	0,000000	1,932571
148,2639	0,6335580	0,000000	1,233205
170,2297	0,2118400	0,000000	0,4299140
195,4498	0,000000	0,000000	0,000000
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau B.1: Concentration à l'alimentation de 1wt%,
 $D_u = 18mm$

2 Concentration 5wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	2,8032999E-02	0,000000
0,7781000	0,000000	8,4413998E-02	0,000000
0,8933785	0,000000	0,1086670	0,000000
1,025736	0,000000	0,1048340	0,000000
1,177702	0,000000	0,1144420	0,000000
1,352183	1,7132999E-02	0,1815060	0,000000
1,552513	0,1228480	0,3613370	0,000000
1,782524	0,2924780	0,7071380	0,000000
2,046612	0,5167790	1,234891	0,000000
2,349824	0,7904160	1,924940	9,1100000E-02
2,697958	1,084225	2,735370	0,1416680
3,097671	1,379124	3,624535	0,1839950
3,556602	1,666784	4,551377	0,2073040
4,083526	1,944641	5,465852	0,2265030
4,688515	2,221911	6,330952	0,2530730
5,383135	2,501593	7,084946	0,3042210
6,180667	2,793514	7,689434	0,3963050
7,096355	3,093908	8,081188	0,5417070
8,147706	3,410584	8,218910	0,7583740
9,354818	3,732262	8,062456	1,051431
10,74077	4,062538	7,595662	1,435374
12,33205	4,383785	6,851851	1,898599
14,15909	4,694040	5,867327	2,445972
16,25681	4,972701	4,748950	3,048946
18,66532	5,213132	3,584714	3,700503
21,43065	5,396285	2,478574	4,362719
24,60568	5,510211	1,540614	5,019212
28,25110	5,537553	0,5529710	5,631378
32,43660	5,463724	8,4115997E-02	6,175552
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,276875	0,000000	6,616891
42,75977	4,969341	0,000000	6,926371
49,09478	4,542228	0,000000	7,073143
56,36835	4,008656	0,000000	7,030725
64,71953	3,390271	0,000000	6,780639
74,30796	2,728664	0,000000	6,321887
85,31695	2,055321	0,000000	5,663931
97,95697	1,394634	0,000000	4,853714
112,4696	0,7098520	0,000000	3,930815
129,1324	0,1219860	0,000000	2,994548
148,2639	0,000000	0,000000	2,078582
170,2297	0,000000	0,000000	1,278052
195,4498	0,000000	0,000000	0,5312220
224,4065	0,000000	0,000000	4,5396999E-02
257,6531	0,000000	0,000000	1,4400001E-04
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau B.2: Concentration à l'alimentation de 5wt%,
 $D_u = 18mm$

3 Concentration 10wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	3,9485000E-02	0,000000
0,7781000	0,000000	9,5407002E-02	0,000000
0,8933785	0,000000	0,1151710	0,000000
1,025736	0,000000	0,1104390	0,000000
1,177702	0,000000	0,1196300	0,000000
1,352183	4,4202998E-02	0,1780320	0,000000
1,552513	0,1542990	0,3352330	0,000000
1,782524	0,3334650	0,6393350	0,000000
2,046612	0,5718380	1,108922	0,000000
2,349824	0,8616350	1,731911	8,6668998E-02
2,697958	1,170059	2,475195	0,1346690
3,097671	1,473398	3,304835	0,1694710
3,556602	1,758741	4,187729	0,1771370
4,083526	2,020601	5,081913	0,1711730
4,688515	2,267510	5,957159	0,1628730
5,383135	2,504453	6,755982	0,1716700
6,180667	2,743085	7,441371	0,2158230
7,096355	2,984364	7,944645	0,3122540
8,147706	3,240761	8,218117	0,4833040
9,354818	3,511001	8,203207	0,7425470
10,74077	3,805702	7,869529	1,110369
12,33205	4,115430	7,228376	1,580801
14,15909	4,443285	6,304351	2,161844
16,25681	4,770430	5,195131	2,823961
18,66532	5,088681	3,993545	3,557066
21,43065	5,370442	2,812560	4,314212
24,60568	5,593784	1,786198	5,070713
28,25110	5,724884	0,6589000	5,775694
32,43660	5,734311	0,1076910	6,396667
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,595840	0,000000	6,891322
42,75977	5,293323	0,000000	7,227958
49,09478	4,826361	0,000000	7,376832
56,36835	4,215176	0,000000	7,316252
64,71953	3,494094	0,000000	7,034395
74,30796	2,728547	0,000000	6,537527
85,31695	1,949138	0,000000	5,840816
97,95697	1,290862	0,000000	4,995026
112,4696	0,3202990	0,000000	4,044258
129,1324	0,000000	0,000000	3,079432
148,2639	0,000000	0,000000	2,163182
170,2297	0,000000	0,000000	1,370044
195,4498	0,000000	0,000000	0,5040380
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau B.3: Concentration à l'alimentation de 10wt%,
 $D_u = 18mm$

4 Concentration 10wt%, $D_u = 6mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	4,1896999E-02	0,000000
0,8933785	0,000000	8,3191000E-02	0,000000
1,025736	0,000000	6,6932000E-02	0,000000
1,177702	0,000000	5,9574001E-02	0,000000
1,352183	4,4202998E-02	9,9546999E-02	0,000000
1,552513	0,1542990	0,2167800	0,000000
1,782524	0,3334650	0,4309540	0,000000
2,046612	0,5718380	0,7293310	0,000000
2,349824	0,8616350	1,080618	0,000000
2,697958	1,170059	1,447354	5,0751999E-02
3,097671	1,473398	1,802176	0,1067620
3,556602	1,758741	2,131395	0,1824360
4,083526	2,020601	2,434285	0,2516690
4,688515	2,267510	2,726897	0,3190480
5,383135	2,504453	3,020558	0,3687310
6,180667	2,743085	3,333188	0,3943170
7,096355	2,984364	3,667610	0,3877870
8,147706	3,240761	4,039766	0,3420900
9,354818	3,511001	4,441036	0,2612810
10,74077	3,805702	4,874889	0,1558470
12,33205	4,115430	5,311732	7,5610001E-03
14,15909	4,443285	5,733149	0,000000
16,25681	4,770430	6,089881	8,1900004E-03
18,66532	5,088681	6,344729	0,1091370
21,43065	5,370442	6,447049	0,4047390
24,60568	5,593784	6,359768	0,9865640
28,25110	5,724884	6,058784	1,923447
32,43660	5,734311	5,539173	3,246679
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,595840	4,828081	4,892471
42,75977	5,293323	3,974939	6,723061
49,09478	4,826361	3,048459	8,513964
56,36835	4,215176	2,123742	9,994076
64,71953	3,494094	1,279545	10,91724
74,30796	2,728547	0,1329890	11,10238
85,31695	1,949138	0,000000	10,49950
97,95697	1,290862	0,000000	9,210146
112,4696	0,3202990	0,000000	7,422560
129,1324	0,000000	0,000000	5,465379
148,2639	0,000000	0,000000	3,558795
170,2297	0,000000	0,000000	1,816169
195,4498	0,000000	0,000000	0,3772210
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau B.4: Concentration à l'alimentation de 10wt%,
 $D_u = 6mm$

5 Concentration 20wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	6,2295999E-02	0,000000
0,7781000	0,000000	0,1313900	0,000000
0,8933785	0,000000	0,1687530	0,000000
1,025736	0,000000	0,1581320	0,000000
1,177702	0,000000	0,1640410	0,000000
1,352183	1,0211000E-02	0,2241340	0,000000
1,552513	7,4573003E-02	0,3814010	0,000000
1,782524	0,1903110	0,6557810	0,000000
2,046612	0,3489410	1,031658	0,000000
2,349824	0,5449700	1,472488	0,1319400
2,697958	0,7549130	1,938041	0,2211150
3,097671	0,9608420	2,403146	0,3139760
3,556602	1,151769	2,858835	0,3790880
4,083526	1,322143	3,307221	0,4218100
4,688515	1,476666	3,765380	0,4353860
5,383135	1,618952	4,235618	0,4261120
6,180667	1,757504	4,727263	0,4013530
7,096355	1,895229	5,223414	0,3729920
8,147706	2,043533	5,719138	0,3591140
9,354818	2,208421	6,169406	0,3879650
10,74077	2,405176	6,545244	0,4931420
12,33205	2,637180	6,792739	0,7026640
14,15909	2,919499	6,870808	1,054601
16,25681	3,250148	6,740152	1,562865
18,66532	3,637817	6,379428	2,248198
21,43065	4,068982	5,799815	3,087390
24,60568	4,535747	5,024156	4,060877
28,25110	5,005802	4,120536	5,097104
32,43660	5,447797	3,157746	6,127647
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,814722	2,215032	7,053999
42,75977	6,061837	1,253244	7,788832
49,09478	6,146033	0,3017390	8,251416
56,36835	6,035923	1,8240000E-03	8,384885
64,71953	5,717396	0,000000	8,165298
74,30796	5,202221	0,000000	7,607717
85,31695	4,517340	0,000000	6,752734
97,95697	3,716558	0,000000	5,691963
112,4696	2,875580	0,000000	4,502619
129,1324	2,047302	0,000000	3,329374
148,2639	1,224340	0,000000	2,218005
170,2297	0,3736190	0,000000	1,367124
195,4498	0,000000	0,000000	0,6006950
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau B.5: Concentration à l'alimentation de 20wt%,
 $D_u = 18mm$

6 Concentration 20wt%, $D_u = 6mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	0,000000	0,000000
1,025736	0,000000	0,000000	0,000000
1,177702	0,000000	0,000000	0,000000
1,352183	1,0211000E-02	2,0252001E-02	0,000000
1,552513	7,4573003E-02	0,1420680	0,000000
1,782524	0,1903110	0,3101570	0,000000
2,046612	0,3489410	0,5377570	0,000000
2,349824	0,5449700	0,8155730	8,3733000E-02
2,697958	0,7549130	1,111077	0,1237610
3,097671	0,9608420	1,399985	0,1665520
3,556602	1,151769	1,668111	0,2105960
4,083526	1,322143	1,908714	0,2622850
4,688515	1,476666	2,128904	0,3230180
5,383135	1,618952	2,333619	0,3930010
6,180667	1,757504	2,534370	0,4717300
7,096355	1,895229	2,734236	0,5539460
8,147706	2,043533	2,947647	0,6344820
9,354818	2,208421	3,179435	0,7008240
10,74077	2,405176	3,445267	0,7453500
12,33205	2,637180	3,742708	0,7617840
14,15909	2,919499	4,081072	0,7524930
16,25681	3,250148	4,446419	0,7310320
18,66532	3,637817	4,834168	0,7271060
21,43065	4,068982	5,214844	0,7856710
24,60568	4,535747	5,563269	0,9669460
28,25110	5,005802	5,834383	1,334353
32,43660	5,447797	5,986473	1,950599
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,814722	5,976080	2,845195
42,75977	6,061837	5,771383	4,012128
49,09478	6,146033	5,358600	5,383717
56,36835	6,035923	4,750621	6,827324
64,71953	5,717396	3,982549	8,170400
74,30796	5,202221	3,129370	9,201349
85,31695	4,517340	2,237275	9,750317
97,95697	3,716558	1,458947	9,693883
112,4696	2,875580	0,3938760	9,009288
129,1324	2,047302	2,0790000E-02	7,797278
148,2639	1,224340	0,000000	6,208334
170,2297	0,3736190	0,000000	4,502462
195,4498	0,000000	0,000000	2,806064
224,4065	0,000000	0,000000	1,110142
257,6531	0,000000	0,000000	2,8550001E-03
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau B.6: Concentration à l'alimentation de 20wt%,
 $D_u = 6mm$

7 Concentration 30wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	3,4141999E-02	0,000000
0,7781000	0,000000	8,8818997E-02	0,000000
0,8933785	0,000000	0,1028870	0,000000
1,025736	0,000000	8,5515000E-02	0,000000
1,177702	0,000000	7,6467000E-02	0,000000
1,352183	1,3848000E-02	0,1105150	0,000000
1,552513	9,8128997E-02	0,2240630	0,000000
1,782524	0,2236310	0,4354290	3,3640000E-03
2,046612	0,3970110	0,7332070	0,1022110
2,349824	0,6107200	1,086084	0,1855220
2,697958	0,8394670	1,455582	0,2858060
3,097671	1,064171	1,812031	0,3857480
3,556602	1,273339	2,138570	0,4868630
4,083526	1,461048	2,431432	0,5804690
4,688515	1,631964	2,704295	0,6662200
5,383135	1,789162	2,967680	0,7407760
6,180667	1,940950	3,238839	0,8045930
7,096355	2,089298	3,522377	0,8557850
8,147706	2,244935	3,835883	0,8967510
9,354818	2,412519	4,177687	0,9317340
10,74077	2,606199	4,556377	0,9731530
12,33205	2,828609	4,951235	1,036273
14,15909	3,094050	5,350886	1,148936
16,25681	3,401240	5,714003	1,339035
18,66532	3,759634	6,008897	1,647072
21,43065	4,158388	6,186295	2,099974
24,60568	4,591719	6,207631	2,728018
28,25110	5,030381	6,039198	3,526035
32,43660	5,444350	5,663175	4,476651
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,786721	5,088855	5,513663
42,75977	6,010369	4,345431	6,549176
49,09478	6,068221	3,487841	7,465920
56,36835	5,924608	2,590374	8,137687
64,71953	5,562560	1,688904	8,458229
74,30796	4,996491	0,7939810	8,355608
85,31695	4,255050	6,5415002E-02	7,813537
97,95697	3,416294	0,000000	6,889599
112,4696	2,513024	0,000000	5,671122
129,1324	1,714457	0,000000	4,332818
148,2639	0,6719760	0,000000	2,983927
170,2297	7,5465001E-02	0,000000	1,606527
195,4498	0,000000	0,000000	0,3211990
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau B.7: Concentration à l'alimentation de 30wt%,
 $D_u = 18mm$

8 Concentration 30wt%, $D_u = 6mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	0,000000	0,000000
1,025736	0,000000	0,000000	0,000000
1,177702	0,000000	0,000000	0,000000
1,352183	1,3848000E-02	1,9408001E-02	0,000000
1,552513	9,8128997E-02	0,1351080	0,000000
1,782524	0,2236310	0,2854210	3,6810001E-03
2,046612	0,3970110	0,4910340	0,1106700
2,349824	0,6107200	0,7419580	0,1800630
2,697958	0,8394670	1,008570	0,2584480
3,097671	1,064171	1,269083	0,3315690
3,556602	1,273339	1,511254	0,4021700
4,083526	1,461048	1,729870	0,4677510
4,688515	1,631964	1,932139	0,5332600
5,383135	1,789162	2,122793	0,6007480
6,180667	1,940950	2,312095	0,6739290
7,096355	2,089298	2,501825	0,7524670
8,147706	2,244935	2,703419	0,8385690
9,354818	2,412519	2,918105	0,9289110
10,74077	2,606199	3,157060	1,025071
12,33205	2,828609	3,415830	1,124454
14,15909	3,094050	3,701340	1,232475
16,25681	3,401240	4,002862	1,353392
18,66532	3,759634	4,320741	1,504143
21,43065	4,158388	4,637864	1,702108
24,60568	4,591719	4,943839	1,977418
28,25110	5,030381	5,213251	2,356097
32,43660	5,444350	5,423132	2,868881
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,786721	5,543165	3,527149
42,75977	6,010369	5,545174	4,327314
49,09478	6,068221	5,404065	5,232697
56,36835	5,924608	5,104852	6,170369
64,71953	5,562560	4,645148	7,042506
74,30796	4,996491	4,047610	7,720362
85,31695	4,255050	3,340816	8,091315
97,95697	3,416294	2,590857	8,059709
112,4696	2,513024	1,826754	7,587328
129,1324	1,714457	1,133785	6,715599
148,2639	0,6719760	0,3197730	5,531998
170,2297	7,5465001E-02	0,000000	4,199387
195,4498	0,000000	0,000000	2,887127
224,4065	0,000000	0,000000	1,533854
257,6531	0,000000	0,000000	0,1427970
295,8253	0,000000	0,000000	4,2130002E-03
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau B.8: Concentration à l'alimentation de 30wt%,
 $D_u = 6mm$

9 Concentration 40wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	6,5950002E-03	0,000000
0,7781000	0,000000	6,7065001E-02	0,000000
0,8933785	0,000000	9,1486998E-02	0,000000
1,025736	0,000000	7,1762003E-02	0,000000
1,177702	0,000000	5,9418000E-02	0,000000
1,352183	1,6842000E-02	8,4000997E-02	0,000000
1,552513	0,1176510	0,1755650	7,4459999E-03
1,782524	0,2523790	0,3502510	8,7586999E-02
2,046612	0,4366450	0,5989930	0,1823900
2,349824	0,6618690	0,8959280	0,2978240
2,697958	0,9013070	1,208771	0,4218880
3,097671	1,134988	1,511812	0,5471040
3,556602	1,351582	1,788901	0,6650620
4,083526	1,546228	2,033683	0,7740990
4,688515	1,725421	2,254040	0,8764830
5,383135	1,893731	2,456080	0,9736180
6,180667	2,060726	2,652164	1,069630
7,096355	2,228435	2,846105	1,164528
8,147706	2,407492	3,052682	1,263289
9,354818	2,599765	3,276867	1,367135
10,74077	2,816348	3,533168	1,485031
12,33205	3,054572	3,818041	1,621331
14,15909	3,322872	4,137985	1,791734
16,25681	3,613644	4,477174	2,006402
18,66532	3,930360	4,828438	2,288643
21,43065	4,259635	5,162443	2,650932
24,60568	4,595030	5,454914	3,113898
28,25110	4,914096	5,665953	3,676945
32,43660	5,196703	5,760361	4,336558
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,412742	5,703951	5,058523
42,75977	5,533013	5,473513	5,793775
49,09478	5,528299	5,061968	6,468671
56,36835	5,376123	4,484619	6,995106
64,71953	5,064550	3,773316	7,288666
74,30796	4,601168	2,995658	7,278166
85,31695	4,004045	2,176903	6,927130
97,95697	3,314496	1,465633	6,251593
112,4696	2,591714	0,4732620	5,297408
129,1324	1,877163	7,0525996E-02	4,189445
148,2639	1,218230	0,000000	3,021104
170,2297	0,4401390	0,000000	1,970824
195,4498	0,000000	0,000000	0,7900310
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau B.9: Concentration à l'alimentation de 40wt%,
 $D_u = 18mm$

10 Concentration 40wt%, $D_u = 6mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	0,000000	0,000000
1,025736	0,000000	0,000000	0,000000
1,177702	0,000000	0,000000	0,000000
1,352183	1,6842000E-02	1,5398000E-02	0,000000
1,552513	0,1176510	0,1086120	7,0329998E-03
1,782524	0,2523790	0,2428280	8,3129004E-02
2,046612	0,4366450	0,4276230	0,1781630
2,349824	0,6618690	0,6549390	0,2936020
2,697958	0,9013070	0,8979760	0,4172890
3,097671	1,134988	1,136550	0,5413080
3,556602	1,351582	1,358588	0,6567460
4,083526	1,546228	1,558006	0,7617390
4,688515	1,725421	1,739965	0,8586360
5,383135	1,893731	1,907766	0,9494410
6,180667	2,060726	2,070134	1,038963
7,096355	2,228435	2,228951	1,128372
8,147706	2,407492	2,395260	1,224043
9,354818	2,599765	2,573135	1,329171
10,74077	2,816348	2,776150	1,454384
12,33205	3,054572	3,005309	1,604646
14,15909	3,322872	3,272905	1,795744
16,25681	3,613644	3,575124	2,035419
18,66532	3,930360	3,918627	2,343512
21,43065	4,259635	4,290655	2,726363
24,60568	4,595030	4,683855	3,198153
28,25110	4,914096	5,070036	3,751409
32,43660	5,196703	5,421291	4,377771
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,412742	5,695911	5,042595
42,75977	5,533013	5,852803	5,701763
49,09478	5,528299	5,851847	6,293252
56,36835	5,376123	5,663749	6,746149
64,71953	5,064550	5,275794	6,994793
74,30796	4,601168	4,704506	6,984346
85,31695	4,004045	3,978115	6,686371
97,95697	3,314496	3,171145	6,111528
112,4696	2,591714	2,314840	5,292333
129,1324	1,877163	1,573463	4,321304
148,2639	1,218230	0,5746190	3,280312
170,2297	0,4401390	1,3522000E-02	2,286658
195,4498	0,000000	0,000000	1,245963
224,4065	0,000000	0,000000	0,2573440
257,6531	0,000000	0,000000	2,5000001E-04
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau B.10: Concentration à l'alimentation de 40wt%,
 $D_u = 6mm$

11 Concentration 50wt%, $D_u = 18mm$

Taille des particules (μm)	Alimentation (%)	Surverse (%)	Sousverse (%)
0,5902490	0,000000	0,000000	0,000000
0,6776965	0,000000	0,000000	0,000000
0,7781000	0,000000	0,000000	0,000000
0,8933785	0,000000	0,000000	0,000000
1,025736	0,000000	0,000000	0,000000
1,177702	0,000000	0,000000	0,000000
1,352183	1,6377000E-02	1,7101999E-02	0,000000
1,552513	0,1147820	0,1207340	1,1003000E-02
1,782524	0,2498400	0,2708190	0,1283780
2,046612	0,4356180	0,4764400	0,2543200
2,349824	0,6634450	0,7286330	0,4069240
2,697958	0,9060720	0,9975410	0,5695250
3,097671	1,142879	1,260995	0,7317450
3,556602	1,361875	1,506051	0,8821990
4,083526	1,557613	1,726607	1,018902
4,688515	1,736291	1,929042	1,145642
5,383135	1,902511	2,117395	1,265759
6,180667	2,066062	2,301506	1,386153
7,096355	2,229507	2,483432	1,508784
8,147706	2,404277	2,675424	1,642483
9,354818	2,593805	2,880880	1,790633
10,74077	2,810820	3,113130	1,965123
12,33205	3,054221	3,370164	2,168002
14,15909	3,334128	3,661041	2,412777
16,25681	3,643480	3,976253	2,700071
18,66532	3,985913	4,316525	3,042655
21,43065	4,345899	4,662883	3,436532
24,60568	4,714136	5,002225	3,885648
28,25110	5,062708	5,303905	4,372995
32,43660	5,365630	5,539597	4,882428
Suite page suivante			

Suite ...			
37,24220	5,586401	5,673369	5,377718
42,75977	5,690878	5,673307	5,818101
49,09478	5,647555	5,513337	6,153068
56,36835	5,435762	5,181201	6,331206
64,71953	5,049388	4,680327	6,310296
74,30796	4,507139	4,041830	6,065463
85,31695	3,837467	3,301016	5,591883
97,95697	3,098798	2,531892	4,922981
112,4696	2,340892	1,753028	4,098006
129,1324	1,625861	0,9852340	3,211330
148,2639	1,034628	0,2271340	2,317797
170,2297	0,4267520	0,000000	1,544740
195,4498	2,0589000E-02	0,000000	0,6487310
224,4065	0,000000	0,000000	0,000000
257,6531	0,000000	0,000000	0,000000
295,8253	0,000000	0,000000	0,000000
339,6529	0,000000	0,000000	0,000000
389,9737	0,000000	0,000000	0,000000
447,7497	0,000000	0,000000	0,000000

Tableau B.11: Concentration à l'alimentation de 50wt%,
 $D_u = 18mm$

Abstract :

Tar sands beneficiation requires a series of processing steps for separation of bitumen, water and sand particles. In this process, hydrocyclones are used to separate sand from water and bitumen, thereby recovering additional bitumen and concentrating sand particles before sending them off to tailing ponds. In order to reduce fresh water consumption (environmental policy), hydrocyclones need to operate with high feed solids content, say 50% in mass, which lays outside their standard operating regime. The response and performance of hydrocyclones need to be understood under such stringent operating conditions.

A pilot scale experiment was commissioned for testing a 100mm diam. hydrocyclone under different operating regimes of discharge and measuring the corresponding separation performance. Feed solids concentration and geometrical properties were varied extensively. Separation performance indicators, including partition curve, cut-size, sharpness index and water recovery to underflow were obtained by standard data reconciliation. The experimental data provided all the information required to test the CFD model that was derived to simulate the hydrocyclone.

Eulerian simulations of the three-dimensional liquid-solid flow inside the hydrocyclone were carried out, using a multi-fluid model (NEPTUNE_CFD@Tlse). The actual geometrical features and operating conditions of the hydrocyclone were accurately matched in the simulations. Two simulation approaches have been proposed for hydrocyclone modelling, depending on their operating under dilute conditions, with a spray discharge or dense conditions, with a rope discharge. Numerical simulation results are in good agreement with experiments. Local analysis of hydrodynamic features yields new insights into the behaviour of hydrocyclones at high feed solids concentration.

Keywords :

hydrocyclone, CFD, air core, partition curve